

**INSTITUTO SUPERIOR TÉCNICO** 

# ANÁLISE DE PAINÉIS DE LAJE MULTICELULARES PULTRUDIDOS DE GFRP – APLICAÇÃO EM PONTES PEDONAIS

# MÁRIO JOSÉ LOUREIRO DE FIGUEIREDO E SÁ

Orientador:	<b>Doutor Augusto Martins Gomes</b>
Co-orientadores:	Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia
	Doutor Nuno Miguel Rosa Pereira Silvestre

# Tese aprovada em provas públicas para obtenção do Grau de Doutor em **Engenharia Civil**

Qualificação atribuída pelo Júri: Aprovado com Muito Bom

# Júri

Presidente:	Presidente do Concelho Científico do IST
Vogais:	Doutor Joaquim António Oliveira de Barros
	Doutor Luís Filipe Pereira Juvandes
	Doutor Augusto Martins Gomes
	Doutor Luís Manuel Coelho Guerreiro
	Doutor Nuno Miguel Rosa Pereira Silvestre
	Doutor José Joaquim Costa Branco de Oliveira Pedro



# **INSTITUTO SUPERIOR TÉCNICO**

# ANÁLISE DE PAINÉIS DE LAJE MULTICELULARES **PULTRUDIDOS DE GFRP – APLICAÇÃO EM PONTES PEDONAIS**

# Mário José Loureiro de Figueiredo e Sá

Orientador:	<b>Doutor Augusto Martins Gomes</b>
<b>Co-orientadores:</b>	Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia
	Doutor Nuno Miguel Rosa Pereira Silvestre

### Tese aprovada em provas públicas para obtenção do Grau de Doutor em

### **Engenharia** Civil

Qualificação atribuída pelo Júri: Aprovado com Muito Bom

### Júri

Presidente: Presidente do Concelho Científico do IST Vogais: Doutor Joaquim António Oliveira de Barros, Professor Catedrático da Escola de Engenharia da Universidade do Minho Doutor Luís Filipe Pereira Juvandes, Professor Associado da Faculdade de Engenharia, da Universidade do Porto Doutor Augusto Martins Gomes, Professor Associado do Instituto Superior Técnico, da Universidade de Lisboa Doutor Luís Manuel Coelho Guerreiro, Professor Associado do Instituto Superior Técnico, da Universidade de Lisboa Doutor Nuno Miguel Rosa Pereira Silvestre, Professor Associado do Instituto Superior Técnico, da Universidade de Lisboa Doutor José Joaquim Costa Branco de Oliveira Pedro, Professor Auxiliar do Instituto Superior Técnico, da Universidade de Lisboa

INSTITUIÇÃO FINANCIADORA FUNDAÇÃO PARA A CIÊNCIA E A TECNOLOGIA (FCT)

#### RESUMO

A utilização de pultrudidos de polímero reforçado com fibra de vidro (GFRP), incluindo os sistemas pré-fabricados de laje para aplicação em tabuleiros de pontes, tem vindo a crescer significativamente nos últimos anos devido às suas reconhecidas vantagens, nomeadamente a leveza, a qualidade de construção, a rapidez de instalação e a durabilidade. Nesta tese foram analisados painéis de laje pultrudidos GFRP, com secção multicelular e encaixe vertical por pressão (*snap-fit*), para aplicação em pontes pedonais. O estudo compreendeu três eixos de investigação: (i) caracterização mecânica e comportamento dos painéis em flexão, (ii) avaliação do desempenho das ligações painel–painel e da conexão híbrida GFRP–aço e (iii) comportamento à fluência dos painéis em flexão. As investigações foram desenvolvidas com base em ensaios experimentais, complementadas por modelos analíticos e simulações numéricas. O trabalho incluiu ainda a concepção e construção da primeira ponte pedonal compósita existente à data em Portugal/Viseu. O tabuleiro híbrido desenvolve-se em arco, com um vão de 13,3 m, e foi dimensionado para uma acção compósita completa entre materiais e interacção de corte parcial no painel. Os estudos e projectos da ponte foram executados com apoio experimental e recorrendo a ferramentas de análise numérica, incluindo de avaliação dos efeitos dinâmicos.

#### PALAVRAS-CHAVE

Polímero reforçado com fibra de vidro (GFRP) Painéis de laje pultrudidos multicelulares Comportamento estrutural Ligações por encaixe Fluência Ponte pedonal compósita

#### ABSTRACT

The use of pultruded glass fibre reinforced polymer (GFRP) materials, including prefabricated deck systems for bridge applications, has grown significantly in recent years due to their recognized advantages, namely light weight, quality construction, fast installation and durability. The objective of this thesis was to analyse the structural behaviour of pultruded GFRP footbridge deck panels, with a multicellular section and vertical snap-fit connections at their edges. The study was conducted along the three following research topics: (i) mechanical characterization and flexural behaviour of the deck panels, (ii) performance of the panel-panel joints and of the GFRP-steel hybrid connection, and (iii) flexural creep behaviour of the deck panels. The investigations were carried out based on experimental tests, complemented by analytical models and numerical simulations. These investigations included the design and construction of the first composite pedestrian bridge existing currently in Portugal/Viseu. The bridge structure comprises a 13,3 m span low-rise arch, with composite action between deck and steel girders. The bridge was designed considering partial shear interaction on the multicellular panel. The thesis presents the studies and design of the footbridge, which were carried out with experimental support and using numerical analysis tools, including those for the evaluation of the dynamic effects.

#### **KEYWORDS**

Glass fibre reinforced polymer (GFRP)

Pultruded multicellular deck panel

Structural behaviour

Snap-fit connections

Creep

Composite pedestrian bridge

# AGRADECIMENTOS

A presente tese resultou de um trabalho individual de enorme esforço pessoal. No entanto, não posso deixar de me sentir inteiramente grato a todos que colaboraram ou intervieram na sua realização das mais variadas formas.

Em primeiro lugar, manifesto gratidão ao meu orientador científico, Professor Augusto Gomes, que nos mais diversos momentos revelou uma paciência a toda prova e uma elevada razoabilidade de decisão, apanágios das suas admiráveis qualidades tanto humanas como profissionais. Em particular, destaco o privilégio que foi absorver os melhores ensinamentos do Engenheiro Augusto Gomes, durante estes últimos 10 anos partilhados a vários níveis academico-científicos, contribuindo para a minha formação como engenheiro, investigador e docente.

Ao Professor João Correia, co-orientador da presente tese, agradeço veemente a infindável atenção, rigor e disponibilidade colocadas, muitas vezes fora de horas, em todo o processo de estudo e investigação dos trabalhos propostos. Neste último aspecto, manifesto com toda a sinceridade o meu agradecimento pela excelente "ideia" do tema sugerido, segundo o objectivo último alcançado nesta tese. Uma vez mais, prova as suas elevadas qualidades que julgo serem exemplo para as gerações vindouras.

Também o Professor Nuno Silvestre, co-orientador da presente tese, merece o meu mais sincero agradecimento por todo o apoio prestado nas mais diversas circunstâncias, inclusive nas análises resultantes dos meus estudos da dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas. Decorrido este tempo, estou convencido que lhe devo, entre outros conhecimentos transmitidos, o aperfeiçoamento da minha linguagem escrita e melhor técnica de redacção científica.

Ao Arquitecto e amigo Marco Silva agradeço a enorme amabilidade pela colaboração mantida durante a execução do projecto da *Ponte Pedonal Compósita*. Para além de um sentimento de amizade irrepreensível, os seus serviços prestados foram de uma qualidade e mais-valia para esta tese certamente inquestionáveis. Também neste contexto, agradeço aos amigos Nuno Cardoso e José Leitão Silva as disponibilidades, prontamente, demonstradas pelas várias sessões fotográficas realizadas à obra de construção da ponte, incluindo no decorrer do ensaio de carga e pós-obra em geral.

Aos ex alunos do mestrado integrado em Engenharia Civil, Emanuel Tomás e Francisco Martinho, agradeço os auxílios prestados nas realizações das tarefas laboratoriais, bem como o companheirismo demonstrado durante as fases de elaboração das suas respectivas dissertações de mestrado. Agradeço ao ex-Presidente da Câmara de Viseu, Doutor Fernando Ruas, e ex-Vice Presidente da Câmara de Viseu, Doutor Américo Nunes, pelas suas amáveis receptibilidades à proposta de intervenção que lhes coloquei ao dispor, com particular privilégio para a zona seleccionada na cidade de Viseu da implantação da obra – Parque da Feira de S. Mateus. Neste contexto, aproveito para agradecer os esclarecimentos prestados pela Arquitecta Margarida Henriques, pelo Arquitecto Carlos Gaspar e Engenheiro Rui Santos, na qualidade de técnicos do Dono de Obra – Viseu Novo, Sociedade de Reabilitação Urbana de Viseu. Agradeço também a colaboração do Engenheiro João Pinto, director técnico do Empreiteiro Vilda SA, responsável por assegurar com sucesso a conclusão da obra.

Ao agente Sika – Jardim & Correia L<sup>da</sup> (Viseu), na pessoa do Senhor João Correia, o meu sincero agradecimento pelo fornecimento de quantidades significativas dos materiais poliméricos. À empresa Hilti  $L^{da}$ , nas pessoas dos Engenheiros Eduardo Teixeira e David Pinto, agradeço os apoios prestados sobre as técnicas de cravação e os materiais e equipamentos disponibilizados. À empresa STEP  $L^{da}$ , na pessoa do Engenheiro Manuel Ferreira, agradeço a gentileza tida nos cortes efectuados em 7 painéis.

Agradeço aos docentes Henrique da Silva e José Salgueiro por todo o apoio prestado na realização dos ensaios de caracterização do material efectuados na ESTV do Instituto Politécnico de Viseu.

Agradeço a simpatia de todos os contactos estabelecidos no IST durante o meu percurso académico, nomeadamente aos colegas e amigos que me acompanharam nesta etapa que agora termina, Ana Gonçalves, Cristina López, Francisco Nunes, Luis Valarinho, João Firmo, João Sousa, José Gonilha, Marco Morgado, Mário Arruda, Mário Garrido e Tiago Morgado. Agradeço à Alexandra Baixo, Maria Helena e Paula Marques pelas constantes ajudas do dia-a-dia.

Agradeço a colaboração do pessoal técnico do LERM, Fernando Alves, Fernando Costa e João Lopes, também prestada, nalguns casos, na minha ausência a 300 km de distância. Um forte agradecimento a Jorge Ferreira pelos trabalhos de serralharia efectuados em Silgueiros, com sentido de responsabilidade, sob tempos e a custos bastante reduzidos.

Agradeço à FCT o financiamento conferido através da bolsa de doutoramento nº SFRH/BD/42798/2007.

Por último, mas não menos importante, estou profundamente agradecido a todas as pessoas que compreenderam ou, simplesmente, consentiram o meu isolamento e certa "alienação" consequente da concretização desta tese sobretudo no último ano. Para além de ser gratificante reconhecer o levantar amigo de quem nos quer bem, foi com enorme satisfação perceber o conforto de quem e onde menos se espera. À minha família, pais e irmãs, a quem devo a base dos meus princípios morais, dirijo um agradecimento último muito especial por todo o acompanhamento e preocupação permanentes.

Para o meu avô,

Mário da Silva

Para os meus pais,

Maria da Conceição Sá e Manuel Figueiredo e Sá,

irmãs e cunhados,

#### Sandra e Pedro, Paula e Joel

e piquinitos Ivo, Catarina e Eduarda.

# ÍNDICE DE CONTEÚDOS

RESUMO	i
ABSTRACT	iii
AGRADECIMENTOS	v
ÍNDICE DE CONTEÚDOS	ix
ÍNDICE DE FIGURAS	xvii
ÍNDICE DE TABELAS	xxxiii
Edição	xxxvix
NOTAÇÃO	xli

# CAPÍTULOS

### 1 INTRODUÇÃO

1.1	INTRODUÇÃO				
	1.1.1 DEFINIÇÃO DO CONCEITO: <i>COMPÓSITO</i>	3			
	1.1.2 ENQUADRAMENTO E IMPORTÂNCIA DO TEMA	3			
	1.1.3 INVESTIGAÇÕES ANTECEDENTES NO TEMA	6			
1.2	Objectivos e metodologias do trabalho	7			
1.3	PUBLICAÇÕES CIENTÍFICAS	11			
1.4	ESTRUTURA DA TESE	12			
1.5	REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	15			

### 2 ESTADO DA ARTE – UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

2.1	CONSIDERAÇÕES GERAIS	.19
2.2	CARACTERIZAÇÃO GERAL DOS PULTRUDIDOS DE GFRP	.19

	2.2.1	PROCES	SO DE FABRICO: PULTRUSÃO	20	
	2.2.2	Proprie	EDADES TÍPICAS DOS PULTRUDIDOS DE GFRP	23	
	2.2.3	VANTA	GENS E INCONVENIENTES DA UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP	25	
	2.2.4	Pultru	PULTRUDIDOS DA NOVA GERAÇÃO: NOVAS FORMAS ESTRUTURAIS		
	2.2.5	SISTEM	AS DE PAINÉIS DE LAJE PRÉ-FABRICADOS DE GFRP PARA APLICAÇÃO EM TABULEIROS	27	
		2.2.5.1	Sistemas de painéis sanduíche	28	
		2.2.5.2	Sistemas de painéis multicelulares ou modulares	29	
		2.2.5.3	Análise comparativa entre sistemas de painéis: sanduíche vs. multicelulares	30	
2.3	APLIC	CAÇÃO DI	E PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO		32
	2.3.1	APLICA	ÇÃO EM ESTRUTURAS DE EDIFÍCIOS	33	
	2.3.2	APLICA	ÇÃO EM ESTRUTURAS DE PONTES	36	
		2.3.2.1	Pontes rodoviárias	36	
		2.3.2.2	Pontes pedonais	42	
		2.3.2.3	Componentes secundários	48	
2.4	REFE	RÊNCIAS	BIBLIOGRÁFICAS		49

# **3** COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

3.1	CONS	SIDERAÇÕES INICIAIS			
	3.1.1	PAINEL MULTICELULAR PULTRUDIDO	55		
		3.1.1.1 Caracterização geométrica da secção	57		
		3.1.1.2 Constituição física e material do painel	60		
	3.1.2	OUTROS MATERIAIS	62		
		3.1.2.1 Adesivos estruturais	62		
		3.1.2.2 Espuma leve expansível	64		
		3.1.2.3 Ligantes de revestimento	66		
	3.1.3	PROGRAMA EXPERIMENTAL E TERMINOLOGIA	68		
3.2	CARA	CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DO MATERIAL			
	3.2.1	Abordagem teórica – CLT	71		
	3.2.2	CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO MATERIAL	75		
		3.2.2.1 Propriedades globais do material: médias, características e de cá	lculo 80		
		3.2.2.2 Propriedades de rigidez equivalentes (efectivas) dos laminados	83		
	3.2.3	CARACTERIZAÇÃO DA SECÇÃO À COMPRESSÃO	84		
		3.2.3.1 Ensaio de compressão longitudinal	84		
		3.2.3.2 Ensaio de compressão transversal	87		
	3.2.4	COMPORTAMENTO À PERFURAÇÃO ESTÁTICA	90		
		3.2.4.1 Campanha experimental	91		
		3.2.4.2 Apresentação dos resultados experimentais	94		
		3.2.4.3 Análise e discussão dos resultados experimentais	100		

3.3	Сом	PORTAMI	ENTO EM FLEXÃO NA DIRECÇÃO DA PULTRUSÃO	
	3.3.1	PROCED	DIMENTOS DE ANÁLISE DE PAINÉIS DE LAJE MULTICELULARES EM FLEXÃO	109
		3.3.1.1	Caracterização mecânica – secção transversal	111
		3.3.1.2	Comportamento estrutural – painel multicelular	111
	3.3.2	Ensaio	S ESTÁTICOS EM FLEXÃO	119
		3.3.2.1	Objectivos e princípios do ensaio	119
		3.3.2.2	Configuração experimental dos painéis	121
		3.3.2.3	Procedimentos experimentais	124
		3.3.2.4	Apresentação e análise dos resultados do comportamento em serviço	129
		3.3.2.5	Apresentação e análise dos resultados do comportamento à rotura	137
	3.3.3	Ensaio	S DINÂMICOS EM FLEXÃO	150
		3.3.3.1	Objectivos e princípios do ensaio	150
		3.3.3.2	Procedimentos experimentais	151
		3.3.3.3	Apresentação e análise dos resultados da caracterização dinâmica	153
	3.3.4	ESTUDO	DS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS	157
		3.3.4.1	Formulações analíticas	157
		3.3.4.2	Modelações numéricas	164
	3.3.5	DISCUS	SÃO DAS INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAL, ANALÍTICA E NUMÉRICA	170
		3.3.5.1	Análise estática linear (ELS)	171
		3.3.5.2	Análise de vibração (ELS)	176
		3.3.5.3	Análise linear de estabilidade (ELU)	177
		3.3.5.4	Análise geometricamente não linear (ELU)	180
3.4	Cond	CLUSÕES.		
3.5	Refe	RÊNCIAS	BIBLIOGRÁFICAS	

# 4 COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

4.1	INTRODUÇÃO			201
4.2	TÉCN	CAS DE EXEC	UÇÃO DE LIGAÇÕES EM TABULEIROS PRÉ-FABRICADOS	201
	4.2.1	LIGAÇÕES EM	TABULEIROS A TRÊS NÍVEIS DE CONEXÃO: $a) - c)$	202
	4.2.2	LIGAÇÕES DE	GUARDAS DE SEGURANÇA E CORPOS EM TABULEIROS DE PONTES	210
4.3	LIGA	CÕES AO NÍVE	DO PAINEL: PAINEL – PAINEL	214
	4.3.1	ENSAIO À FLE	XÃO NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL DO PAINEL	215
		4.3.1.1 Obje	ctivos, princípios e configurações do ensaio	215
		4.3.1.2 Proc	edimentos experimentais: a) – c)	218
		4.3.1.3 Apr	esentação e análise dos resultados experimentais: a) – e)	225
	4.3.2	ENSAIOS À CO	DMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL	248
		4.3.2.1 Obje	ctivos, princípios e configurações do ensaio	248
		4.3.2.2 Proc	edimentos experimentais: a) – c)	251

4.6	Refe	RÊNCIAS	BIBLIOGRÁFICAS	339
4.5	CONC	LUSÕES.		334
		4.4.2.3	Série mista CT.ES	328
		4.4.2.2	Série mecânica CT.ST	319
		4.4.2.1	Série adesiva CT.EP	313
	4.4.2	APRESE	NTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	312
		4.4.1.2	Procedimentos experimentais: a) – d)	299
		4.4.1.1	Objectivos, princípios e configurações do ensaio	297
	4.4.1	Ensaio	DE CONEXÃO DE CORTE	297
4.4	LIGA	ÇÕES AO	NÍVEL DO SISTEMA: PAINEL – PERFIL	295
		4.3.3.3	Comportamentos "modelo" e resumo das propriedades mecânicas do painel: a) – c)	291
		4.3.3.2	Verificação da rigidez transversal do painel e do grau de interacção do núcleo	287
		4.3.3.1	Modelações numéricas	283
	4.3.3	SIMULA	ÇÃO NUMÉRICA E RESUMO DOS COMPORTAMENTOS NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL	283
		4.3.2.4	Análise dos resultados experimentais do ensaio ao corte: a) – d)	270
		4.3.2.3	Análise dos resultados experimentais do ensaio à compressão: a) – d)	256

# 5 COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE FRP – FLUÊNCIA DO PAINEL MULTICELULAR GFRP

5.1	CONS	IDERAÇĈ	ĎES INICIAIS	345
5.2	REVISÃO DAS TEORIAS DE VISCOELASTICIDADE EM MATERIAIS FRP			
	5.2.1	EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS VISCOELÁSTICAS LINEARES (ECV)		347
		5.2.1.1	Princípio da sobreposição de efeitos (representação integral da ECV)	349
		5.2.1.2	Modelos mecânicos lineares (representação diferencial da ECV)	351
		5.2.1.3	Aproximação dos módulos viscoelásticos por Séries de Prony-Dirichlet	356
	5.2.2	CARAC	TERIZAÇÃO DA FLUÊNCIA POR LEIS EMPÍRICAS	359
		5.2.2.1	Lei da potência – modelo de Findley	360
		5.2.2.2	Formas modificadas da lei da potência	364
		5.2.2.3	Outros modelos (semi-) empíricos	366
	5.2.3	VISCOE	LASTICIDADE NÃO LINEAR ANISOTRÓPICA	369
		5.2.3.1	Das formulações pioneiras ao modelo de Schapery	370
		5.2.3.2	Previsão do comportamento a longo prazo de materiais FRP anisotrópicos	374
5.3	ESTA	DO DA AF	RTE: FLUÊNCIA EM ELEMENTOS GFRP	
	5.3.1	INVEST	IGAÇÕES EXPERIMENTAIS E ANALÍTICAS RELEVANTES	377
		5.3.1.1	Elementos unidireccionais – provetes e barras (vigas e colunas)	377
		5.3.1.2	Elementos bi e tridimensionais – painéis de laje e sistemas estruturais	388
		5.3.1.3	Conclusão sinóptica	394
	5.3.2	INDICA	ÇÕES NORMATIVAS, REGULAMENTARES E OUTRAS DE REFERÊNCIA	396

5.4	Fluê	NCIA EM	FLEXÃO DO PAINEL MULTICELULAR	
	5.4.1	Ensaio	S À FLUÊNCIA EM FLEXÃO	403
		5.4.1.1	Objectivos e princípios do ensaio	403
		5.4.1.2	Campanhas e procedimentos experimentais: a) – c)	405
		5.4.1.3	Resumo da campanha faseada de ensaios	411
		5.4.1.4	Apresentação e análise dos resultados experimentais: a) – c)	414
	5.4.2	PREVIS	ÃO ANALÍTICA DO COMPORTAMENTO À FLUÊNCIA EM SERVIÇO	428
		5.4.2.1	Modelação empírica dos parâmetros de fluência	428
		5.4.2.2	Previsão das extensões a longo prazo	434
		5.4.2.3	Caracterização acelerada da fluência (TSSP)	438
		5.4.2.4	Propriedades viscoelásticas "aparentes" e "efectivas": a) – b)	440
		5.4.2.5	Proposta de coeficientes de fluência (rigidez)	452
5.5	Cond	CLUSÕES		
5.6	Refe	RÊNCIAS	BIBLIOGRÁFICAS	

# **6** PONTE PEDONAL COMPÓSITA – S. MATEUS, VISEU

6.1	NOTA	INTRODUTÓRIA DE ENQUADRAMENTO DA OBRA	
	6.1.1	Localização	470
	6.1.2	CONDICIONAMENTOS GERAIS	471
		6.1.2.1 Descrição do existente (diques marginais)	471
		6.1.2.2 Estudo hidrológico	472
	6.1.3	CONCEPÇÃO E DESCRIÇÃO DA PROPOSTA	473
		6.1.3.1 Conceito	473
		6.1.3.2 Enquadramento paisagístico	474
		6.1.3.3 Caracterização construtiva e descrição do tabuleiro	475
6.2	ELEM	IENTOS DE BASE AO PROJECTO	478
	6.2.1	Regulamentação	478
	6.2.2	MATERIAIS	479
	6.2.3	ACÇÕES E CRITÉRIOS DE VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA	480
		6.2.3.1 Acções permanentes	480
		6.2.3.2 Acções variáveis	480
		6.2.3.3 Acções acidentais	483
		6.2.3.4 Combinações de acções	484
	6.2.4	METODOLOGIAS DE CÁLCULO E ANÁLISE DO TABULEIRO MISTO	486
		6.2.4.1 Projecto com apoio experimental	487
		6.2.4.2 Descrição dos modelos numéricos	489

6.3	Anál	ISE ESTÁ	TICA – DIMENSIONAMENTO E VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA	493
	6.3.1	REQUIS	ITOS DE COMPORTAMENTO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA (ELS E ELU)	494
	6.3.2	VERIFIC	CAÇÃO DA SEGURANÇA DO PAINEL $\operatorname{GFRP}$ e pré-dimensionamento do perfil HEB	496
		6.3.2.1	Secção transversal do tabuleiro misto (modelo)	496
		6.3.2.2	Verificação da segurança do painel de laje aos ELS e ELU: a) – b)	498
		6.3.2.3	Pré-dimensionamento do vigamento metálico aos ELS e ELU: a) – b)	502
	6.3.3	VERIFIC	CAÇÃO DA SEGURANÇA DA VIGA MISTA	508
		6.3.3.1	Verificação do grau de acção compósita: perfil HEB – painel GFRP	508
		6.3.3.2	Largura efectiva elástica e "reduzida"	511
		6.3.3.3	Análise elástica da viga mista com interacção de corte no painel: a) – c)	512
		6.3.3.4	Resistência última da secção mista	523
	6.3.4	LIGAÇÕ	ES E OUTROS COMPONENTES DA PONTE PEDONAL	528
		6.3.4.1	Ligações e aparelhos de apoio: a) – b)	528
		6.3.4.2	Guarda-corpos	534
6.4	Anál	ISE DINÂ	MICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO	536
	6.4.1	CARAC	FERIZAÇÃO E MODELAÇÃO MATEMÁTICA DA ACÇÃO PEDONAL	536
		6.4.1.1	Caracterização da acção pedonal	537
		6.4.1.2	Modelação matemática determinística da acção pedonal no domínio do tempo	540
		6.4.1.3	Modelos de carga para peão individual	542
		6.4.1.4	Modelos de carga para grupos e fluxos de peões	543
	6.4.2	METOD	OLOGIA DE AVALIAÇÃO DINÂMICA DA PONTE PEDONAL EM FASE DE PROJECTO	548
		6.4.2.1	Classificação do tráfego	548
		6.4.2.2	Avaliação das propriedades dinâmicas $-f$ , $\zeta$ : a) – b)	550
		6.4.2.3	Critérios de verificação da segurança e de conforto humano em serviço: a) $-$ b)	555
		6.4.2.4	Determinação da aceleração máxima (valor de pico): a) – c)	559
	6.4.3	VERIFIC	CAÇÃO DO NÍVEL DE CONFORTO DA PONTE PEDONAL NA FASE DE PROJECTO	565
		6.4.3.1	Caracterização das propriedades dinâmicas	565
		6.4.3.2	Definição dos Casos de Projecto	568
		6.4.3.3	Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – <i>Caso 1</i> : a) – b)	570
		6.4.3.4	Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – <i>Caso 2</i> : a) – c)	577
6.5	OBRA			585
	6.5.1	PROCES	SO CONSTRUTIVO	586
		6.5.1.1	Fundações e encontros	586
		6.5.1.2	Tabuleiro híbrido	590
		6.5.1.3	Trabalhos complementares	595
	6.5.2	Ensaio	S DE CARGA – RECEPÇÃO PROVISÓRIA	601
	6.5.3	Abertu	JRA AO PÚBLICO DA <i>Ponte Pedonal Compósita</i>	608
6.6	CONC	LUSÕES.		614
6.7	Refe	RÊNCIAS	BIBLIOGRÁFICAS	618

# 7 CONCLUSÕES

7.1	Cond	627	
	7.1.1	COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL	628
	7.1.2	Comportamento transversal do painel e desempenho das ligações	630
	7.1.3	FLUÊNCIA DO PAINEL	632
	7.1.4	Ponte pedonal compósita	634
7.2	LINH	AS DE DESENVOLVIMENTO FUTURO	

# ANEXOS

### A ANEXO – CAPÍTULO 2

A.1	FIBRAS DE REFORÇO	A.3
	A.1.1 FIBRAS DE VIDRO PARA REFORÇO DE GFRP	A.3
	A.1.2 FIBRAS DE CARBONO PARA REFORÇO DE CFRP	A.9
	A.1.3 FIBRAS DE ARAMIDA PARA REFORÇO DE AFRP	A.12
A.2	RESINAS POLIMÉRICAS	A.15
A.3	ADITIVOS	A.17

#### **B** ANEXO – CAPÍTULO 3

<b>B.1</b>	INFORMAÇÃO DO FABRICANTE DO PAINEL DELTA DECK <sup>TM</sup> SF.75.L	B.3
<b>B.2</b>	PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SECÇÃO: ASSIMÉTRICA E SIMÉTRICA	B.6
<b>B.3</b>	CONSTANTE DE TORÇÃO DA SECÇÃO MULTICELULAR	B.7
<b>B.4</b>	TEORIA CLÁSSICA DOS COMPÓSITOS LAMINADOS – CLT	<b>B.1</b> 1
B.5	ENSAIOS À PERFURAÇÃO ESTÁTICA	B.14
<b>B.6</b>	METODOLOGIAS GRÁFICAS NORMATIVAS – EN 13706:2002 [3.21]	B.15
<b>B.7</b>	ENSAIOS ESTÁTICOS EM FLEXÃO	B.17
<b>B.8</b>	ENSAIOS DINÂMICOS EM FLEXÃO	B.23
<b>B.9</b>	FORMULAÇÃO PARA O FACTOR DE TIMOSHENKO DA SECÇÃO DO PAINEL	B.24

# C ANEXO – CAPÍTULO 4

C.1	ENSAIO À FLEXÃO NA DIRECÇÃO TRANSVRESAL DO PAINEL	C.3
C.2	ENSAIOS À COMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL	C.7
C.3	ENSAIO DE CONEXÃO DE CORTE	C.16
	C.3.1 FICHAS TÉCNICAS HILTI PORTUGAL	C.16
	C.3.2 RESULTADOS DO ENSAIO DE CONEXÃO DE CORTE	C.19

# D ANEXO – CAPÍTULO 5

D.1	MODELOS MECÂNICOS CLÁSSICOS	D.3
D.2	Princípios de sobreposição	D.4
	D.2.1 TTSP (TEMPO-TEMPERATURA)	D.4
	D.2.2 TSSP / TTSSP (TEMPO-TENSÃO / TEMPO-TENSÃO-TEMPERATURA)	D.7
D.3	ESQUEMAS DOS ENSAIOS (5 FASES)	D.9
D.4	REGISTOS DAS TEMPERATURAS NOS PAINÉIS	<b>D.1</b> 1
D.5	CURVAS DE FLUÊNCIA – DESLOCAMENTO	D.12
D.6	CURVAS DE FLUÊNCIA – EXTENSÃO	D.13
D.7	CURVAS DE REGRESSÃO	<b>D.</b> 14

# E ANEXO – CAPÍTULO 6

<b>E.1</b>	ELEMENTOS DE BASE AO PROJECTO	E.3
	E.1.1 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DA NEVE – $Q_{SN}$	E.3
	E.1.2 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DO VENTO – $F_W$	E.4
E.2	ANÁLISE ESTÁTICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA AOS ELS E ELU	E.9
	E.2.1 MODELO ELÁSTICO DE VIGA COMPOSTA (EN 1995-1-1:2002)	E.9
	E.2.2 TRANSFORMAÇÃO DO PAINEL EM BANZOS EQUIVALENTES	E.12
E.3	ANÁLISE DINÂMICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO	E.13
	E.3.1 LIMITES NORMATIVOS PARA A VERIFICAÇÃO DO CONFORTO	E.13
	E.3.2 MÉTODO DO OSCILADOR DE 1-GL	E.15
	E.3.3 REGISTO NUMÉRICO DAS ACELERAÇÕES – SOLUÇÕES ESTRUTURAIS A E B	E.19
<b>E.4</b>	OBRA	E.23
	E.4.1 REGISTOS TOPOGRÁFICOS DO ENSAIO DE CARGA	E.23
	E.4.2 PEÇAS DESENHADAS DO PROJECTO DE EXECUÇÃO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA	E.24

# ÍNDICE DAS FIGURAS

#### 1 INTRODUÇÃO

Figura 1.1: Campos de aplicação dos materiais FRP	4
Figura 1.2: Vista geral da Ponte Pedonal Compósita implantada no parque da Feira de S. Mateus, Viseu (2013).	7

#### 2 ESTADO DA ARTE – UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

Figura 2.1: Perfis típicos comercializados pelo fabricante Strongwell.	20
Figura 2.2: Modelação típica das camadas dos pultrudidos de GFRP (Strongwell).	20
Figura 2.3: Esquema do processo de pultrusão tradicional para fabrico de peças pultrudidas de GFRP.	21
Figura 2.4: Linha de fabrico por pultrusão do fabricante Creative Pultrusion – sistema de guia.	22
Figura 2.5: Impregnação das fibras através da resina, com passagem no molde aquecido.	22
Figura 2.6: Comparação entre propriedades mecânicas (à esquerda), físicas e térmicas (à direita),	24
Figura 2.7: Elementos pultrudidos de GFRP de carácter estrutural unidimensional:	26
Figura 2.8: Elementos pultrudidos de GFRP de carácter estrutural bidimensional:	27
Figura 2.9: Modelo de funcionamento da superstrutura de uma ponte.	28
Figura 2.10: Disposição típica e exemplos de painéis sanduíche: (a) Hardcore e (b) Kansas.	29
Figura 2.11: Sistemas estruturais de pré-fabricação de painéis multicelulares.	30
Figura 2.12: Exemplos de aplicações não estruturais e secundárias:	32
Figura 2.13: Exemplos de aplicação de painéis de GFRP no revestimento exterior de edifícios:	33
Figura 2.14: Universidade de Lancaster.	34
Figura 2.15: Millenium Dome.	34
Figura 2.16: Hotel Arabian Tower.	34
Figura 2.17: Torre Wing.	34
Figura 2.18: Edifício Eyecatcher.	35
Figura 2.19: Aeroporto Internacional Zimbabué.	35
Figura 2.20: Centro Comercial Colombo: (a) vista geral da cobertura e (b) vista de pormenor.	36
Figura 2.21: Pontes rodoviárias basculantes: (a) Bonds Mill (UK) e (b) Broadway (EUA).	37
Figura 2.22: Instalação de painéis na ponte Broadway através de gruas (32 painéis numa área de 3.660 m <sup>2</sup> ).	37
Figura 2.23: Ponte rodoviária Tom's Creek (EUA):	38
Figura 2.24: Ponte rodoviária sobre o rio Wickwire Run, Virgínia (EUA):	39
Figura 2.25: (a) Ligação em fábrica dos componentes por colagem e (b) instalação do tabuleiro modular	39
Figura 2.26: Instalação de painéis de laje pré-fabricados do tipo ACCS, para substituição pontual do piso	40
Figura 2.27: Transporte do tabuleiro pré-fabricado construído no sistema sanduíche do tipo Hardcore.	40

Figura 2.28: Ponte rodoviária West Mill, Oxford (UK):	40
Figura 2.29: Fases de construção da ponte Smith Road – Tech 21, em Butler County, Ohio (EUA):	41
Figura 2.30: Instalação de painéis multicelulares de GFRP sobre uma estrutura metálica de suporte de uma ponte	42
Figura 2.31: Instalação de painéis multicelulares sobre uma estrutura de betão armado de suporte da ponte Noolcha.	42
Figura 2.32: Construção da primeira ponte rodoviária compósita construída na Alemanha, Friedberg (2008),	42
Figura 2.33: Ponte pedonal Alfberfeldy.	43
Figura 2.34: Ponte pedonal Halgavor (2001).	43
Figura 2.35: Pontresina Bridge, Suíça (1997).	44
Figura 2.36: Parson Bridge, País Gales (1995).	44
Figura 2.37: Ponte pedonal Kolding: (a) transporte de um tramo e (b) vista geral.	44
Figura 2.38: Ponte Lérida, em Espanha (2001): (a) vista geral e (b) instalação do tabuleiro por meio de grua.	45
Figura 2.39: Vistas da ponte Schwerin-Neumühle, Alemanha (2003): (a) geral e (b) inferior do tabuleiro.	46
Figura 2.40: Pormenor do tabuleiro da ponte Schwerin-Neumühle em modelo de grelha	46
Figura 2.41: Instalação dos dois tramos da ponte Schwerin-Neumühle (vãos de 19 m e 26 m)	46
Figura 2.42: Ponte Wolchul Mountain, Coreia do Sul (2006).	47
Figura 2.43: Ponte Sant Fruitós del Bages (Barcelona), Espanha (2009).	47
Figura 2.44: Sistemas de blindagem com painéis de GFRP de baixa densidade (curvos e planos):	48
Figura 2.45: Ponte Second Severn River Crossing (UK): (a) acesso de AE e (b) interior da plataforma.	48

## **3** COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

Figura 3.1: Palete importada com 32 painéis SF75L (fotografia cedida por Sinzeon Park, Seul).	55
Figura 3.2: (a) Imagem virtual tridimensional do painel com (b) pormenor da aba de ligação (snap-fit).	55
Figura 3.3: Relação entre coordenadas de eixos (a) global e (b) local do painel multicelular.	56
Figura 3.4: Secção transversal do painel multicelular: (a) geometria (dimensões, em mm) e (b) vista de topo.	57
Figura 3.5: Pormenores de falhas de material em zonas de parede da: (a) alma e (b) ligação banzo-alma.	57
Figura 3.6: Superfícies de corte ampliadas do: (a) banzo inferior – FI (b) alma – W e (c) banzo superior – FS.	58
Figura 3.7: Fibras de reforço calcinadas: (a) mantas CSM, (b) mantas N/WF e (c) filamentos ROV.	60
Figura 3.8: Pormenor de observação de matéria laminada (banzo): (a) zoom fotográfico e (b) ampliação por lupa.	61
Figura 3.9: Superfícies de corte ampliadas sobre as zonas: (a) ligação banzo-alma e (b) abas de ligação snap-fit.	61
Figura 3.10: Embalagens: (a) adesivos estruturais, (b) espuma rígida de poliuretano e (c) ligantes não estruturais.	62
Figura 3.11: Exemplos de aplicação dos adesivos estruturais: (a) epoxídico – EP e (b) poliuretano – PU.	63
Figura 3.12: Módulos celulares preenchidos no núcleo com espuma expansível de poliuretano (Pu)	64
Figura 3.13: Curva da temperatura de cura da espuma em função do tempo.	65
Figura 3.14: Preparação de provetes revestidos por camada polimérica (camada de desgaste):	66
<i>Figura 3.15:</i> Camada de revestimento polimérico: (a) aspecto final e (b) pormenor em corte ampliado (10×).	67
Figura 3.16: Serras de disco para (a) corte inicial dos painéis e (b) constituição de provetes de ensaio.	68
Figura 3.17: Disposição genérica das lâminas num compósito laminado pultrudido de GFRP.	71
<i>Figura 3.18</i> : Lâminas típicas de laminados: (a) simétricos especiais a 0º/90º, (b) simétricos gerais a αº, (c)	72

Figura 3.19: Ensaios de caracterização do material pultrudido de GFRP:	76
Figura 3.20: Vista do ensaio de um provete e instrumentação (deflectómetros).	85
Figura 3.21: Rotura de provete com encurvadura simultânea para o exterior (almas) e interior (banzos).	85
<i>Figura 3.22:</i> Curvas $F_{c,L} - \delta_a$ dos provetes ensaiados à compressão longitudinal.	85
<i>Figura 3.23:</i> Curvas $\sigma_{c,L} - \delta_l$ dos provetes ensaiados à compressão longitudinal: (a) CL.5 e (b) CL.6.	86
<i>Figura 3.24:</i> Curvas $F_{c,V} - \delta_v$ dos provetes ensaiados à compressão transversal: (a) <i>simples</i> e (b) <i>híbridos</i> .	88
Figura 3.25: Modos de rotura no ensaio de compressão transversal das almas nos provetes:	88
<i>Figura 3.26:</i> Curvas $\sigma_{c,V} - \varepsilon_v$ dos provetes ensaiados à compressão transversal: (a) <i>simples</i> e (b) <i>híbridos</i> .	90
Figura 3.27: Modelos dos provetes de referência do ensaio à perfuração dos banzos: (a) 1C; (b) 3C e (c) LM.	91
Figura 3.28: Preparação de um provete laminado do banzo (LM), com polimento das uniões banzo-alma.	92
Figura 3.29: Ponteiras de perfuradores utilizados no ensaio de perfuração: (a) 10H; (b) 10F e (c) 6H.	92
Figura 3.30: Ensaio à perfuração estática: aplicação de carga em provetes modulares (a) P.1C.PU e (b) P.3C.LY.	94
<i>Figura 3.31:</i> Curvas $F - d$ dos provetes P.1C.SP.10H.#.	95
Figura 3.32: Rotura por rotação excessiva em flexão das uniões banzo-alma do provete P.1C.SP.10H.#3.	95
<i>Figura 3.33:</i> Curvas $F - d$ dos provetes P.3C.SP.10H.#.	96
Figura 3.34: Curvas $F - d$ dos provetes P.LM.SP.10H.#.	96
Figura 3.35: Curvas $F - d$ dos provetes P.1C.PU.10H.#.	96
<i>Figura 3.36:</i> Curvas $F - d$ dos provetes P.3C.PU.10H.#.	96
<i>Figura 3.37:</i> Curvas $F - d$ dos provetes P.3C.LY.10H.#.	96
Figura 3.38: Curvas $F - d$ dos provetes P.LM.LY.10H.#.	96
Figura 3.39: Rotura do módulo P.1C.PU.10H.#1: (a) flexão com dano inicial e (b) perfuração.	97
Figura 3.40: (a) Contacto inicial do perfurador e (b) perfuração parcial no provete P.3C.SP.10H.#2.	97
Figura 3.41: (a) Flexão global de P.LM.SP.10H.#2 e posterior (b) penetração inicial do laminado.	98
Figura 3.42: Rotura do provete P.1C.PU.10F.#1: (a) início da penetração e (b) perfuração completa.	98
Figura 3.43: Pós-penetração inicial do perfurador 6H no banzo do provete tricelular P.3C.SP.6H.#3.	98
Figura 3.44: (a) Perfuração da ponteira 10F na placa P.LM.SP.10F.#1 com (b) vista lateral do laminado.	98
<i>Figura 3.45:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.1C.PU.6H.#.	99
<i>Figura 3.46:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.1C.PU.10F.#	99
<i>Figura 3.47:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.3C.SP.6H.#.	99
<i>Figura 3.48:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.3C.SP.10F.#.	99
<i>Figura 3.49:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.LM.SP.6H.#.	99
<i>Figura 3.50:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes P.LM.SP.10F.#.	99
Figura 3.51: Barras da Carga, F nas variáveis (A) e (B).	100
Figura 3.52: Barras da Carga, F nas variáveis (A) e (C).	100
Figura 3.53: Barras da Rigidez, K nas variáveis (A) e (B).	100
Figura 3.54: Barras da Rigidez, K nas variáveis (A) e (C).	100
<i>Figura 3.55:</i> Curvas $F - d$ dos resultados para as três classes de variáveis combinatórias: (A), (B) e (C).	101
Figura 3.56: (a) Contacto inicial do perfurador 10H e (b) perfuração total no provete P.3C.LY.10H.#2.	103
Figura 3.57: Vista (a) superior e (b) inferior do laminado P.LM.LY.10H.#1 totalmente perfurado.	103

Figura 3.58: Sequência da perfuração dos provetes (B.2): (i) P.3C.SP.10H, (ii) P.3C.PU.10H (iii) P.3C.LY.10H.	104
Figura 3.59: Vistas superiores (à esquerda) e inferiores (à direita), a olho nu, dos laminados LM	106
Figura 3.60: Imagens ampliadas por lupa binocular das zonas superiores perfuradas dos laminados LM.	107
Figura 3.61: Procedimentos usuais para análise e dimensionamento de elementos laminados de FRP	110
Figura 3.62: Esquema das etapas da modelação de placa equivalente para um painel pultrudido pré-fabricado,	. 116
Figura 3.63: Modelos de carga dos painéis ensaiados à flexão: (a) 3PB e (b) 4PB (dimensões em mm).	120
Figura 3.64: Aspecto geral dos pórticos metálicos de carga utilizados nos ensaios à flexão dos painéis:	124
Figura 3.65: Sistema de distribuição da carga para o ensaio à flexão: (a) 3PB e (b) 4PB.	125
Figura 3.66: Sistema de apoios: com rótula (a) fixa e (b) móvel e com rolamentos (c) simples e (d) reforçados.	126
Figura 3.67: Posicionamento da instrumentação, (deflectómetros e extensómetros), na secção de meio vão	127
Figura 3.68: Instrumentação do painel FLn.1 para flexão a 4P: (a) banzo superior e (b) banzo inferior.	128
Figura 3.69: Instrumentação do painel FLn.4 para flexão a 4P: (a) banzo superior; (b) almas e (c) banzo inferior.	128
<i>Figura 3.70:</i> Curvas $F - \delta$ do painel FLn.1 (vão 2.400 mm).	129
Figura 3.71: Ensaio à flexão em 3P do painel FLn.1.	129
<i>Figura 3.72:</i> Curvas $F - \delta_{1/2,méd}$ da série de 5 painéis ensaiados à flexão na 1ª Fase.	130
Figura 3.73: Repetição do ensaio do painel FLn.2 (3PB) com o sistema de apoios por rolamentos.	132
<i>Figura 3.74:</i> Curvas $F - \delta$ dos ensaios do painel FLn.2, para sistemas de apoio com rótulas e por rolamentos.	132
Figura 3.75: Ensaio 3PB no vão 800 mm (FLn.A).	133
Figura 3.76: Ensaio 3PB no vão 1.150 mm (FLn.A).	133
<i>Figura 3.77:</i> Curvas $F - \delta_{1/2,méd}$ da série de 4 painéis ensaiados na 2ª Fase (incluindo FLc.5).	134
Figura 3.78: Avaliação gráfica das constantes elásticas <i>Eef</i> e <i>Gef</i> : (a) Método A e (b) Método B – <b>EN 13706:2002</b> .	135
Figura 3.79: Constantes elásticas Eef e Gef na gama de vãos: (a) Método A e (b) Método B – EN 13706:2002.	136
<i>Figura 3.80:</i> Curvas $F - \delta_{1/2}$ dos painéis FLn.1 e FLn.4 ensaiados à rotura (1ª Fase).	138
Figura 3.81: Painel FLn.1 após rotura última final.	140
Figura 3.82: Painel FLn.4 após rotura última final.	140
Figura 3.83: Pormenores da rotura no painel FLn.1, na zona próxima da aba de extremidade inferior,	141
Figura 3.84: Pormenores da rotura no painel FLn.4: (a) vista geral em corte na zona próxima do apoio;	141
<i>Figura 3.85:</i> Diagrama $M - \varepsilon_L$ na secção de meio vão do painel assimétrico FLn.1 (até 100% de M <sub>u</sub> ).	142
<i>Figura 3.86:</i> Diagrama $M - \varepsilon_L$ na secção de meio vão do painel simétrico FLn.4 (até 93,7% de M <sub>u</sub> ).	142
Figura 3.87: Distribuição das extensões axiais longitudinais na altura da secção do painel FLn.1.	144
Figura 3.88: Distribuição das extensões axiais longitudinais na altura da secção do painel FLn.4.	144
<i>Figura 3.89:</i> Diagrama $M - \varepsilon_T^{-1}$ na secção de meio vão do painel assimétrico FLn.1.	145
<i>Figura 3.90:</i> Diagrama $M - \varepsilon_T^{1}$ na secção de meio vão do painel simétrico FLn.4 (até 93,7% de M <sub>u</sub> ).	145
<i>Figura 3.91:</i> Diagrama $v_{LT} - M$ na secção de meio vão do painel assimétrico FLn.1.	146
<i>Figura 3.92:</i> Diagrama $v_{LT} - M$ na secção de meio vão do painel simétrico FLn.4.	146
<i>Figura 3.93:</i> Curvas $M - \chi$ dos painéis FLn.1 e FLn.4 ensaiados em flexão até à rotura.	147
<i>Figura 3.94:</i> Curvas $F - \delta(\delta_{1/3}, \delta_{1/2}, \delta_{2/3})$ do painel FLn.4 até ao limite de flecha central L/215.	149
<i>Figura 3.95:</i> Constantes elásticas "efectivas" ( $E_{ef} \in G_{ef}$ ) obtidas para o painel FLn.4.	149
Figura 3.96: Esquema geral do ensaio dinâmico: (a) par de acelerómetros e (b) grampos de fixação.	151

Figura 3.97: Registo da aceleração no painel FDn.1.	153
Figura 3.98: Registo da aceleração no painel FDc.2	153
Figura 3.99: FFT dos registos do ensaio no painel FDn.1 (vão 1.500 mm e libertação de peso).	154
Figura 3.100: FFT dos registos do ensaio no painel FDc.2 (vão 1.500 mm e libertação de peso).	154
Figura 3.101: Relação entre as frequências médias, f, dos dois modos de vibração (flexão e torção) e o vão.	156
<i>Figura 3.102:</i> Relação entre os amortecimentos, $\xi$ , dos dois modos de vibração (flexão e torção) e o vão.	156
Figura 3.103: Esquemas da secção transversal do painel no âmbito da formulação analítica para cálculo do factor	.158
Figura 3.104: Esquema da distribuição das tensões normais e tangenciais no septo ("I") da secção celular.	161
Figura 3.105: Variação da distribuição das tensões por efeito de shear lag numa secção celular.	161
Figura 3.106: Discretização das malhas da secção multicelular: (a) assimétrica e (b) simétrica.	165
Figura 3.107: Geometria da malha do painel de referência com (a) vista geral do modelo, (b) vista da secção	166
Figura 3.108: Modelação dos apoios fixos: (a) painel assimétrico e (b) painel simétrico (vistas parciais inferiores).	167
Figura 3.109: Modelação do carregamento no vão de 1.500 mm para flexão: (a) serviço – 3PB e (b) rotura – 4PB.	168
<i>Figura 3.110:</i> Curvas $F - \delta_{1/2,med}$ (rigidez média) da série de painéis da 2ª Fase de ensaio.	172
Figura 3.111: Configuração deformada do modelo do painél assimétrico – FLn.1 ( $L = 1.500 \text{ mm}$ ),	173
<i>Figura 3.112:</i> Configurações deformadas dos painéis ( $L = 1.500$ mm), para o limite em serviço de $L/200,$	173
Figura 3.113: Evolução da tensão longitudinal em flexão nos banzos, ao longo da secção de meio vão,	174
Figura 3.114: Tensão longitudinal em flexão dos painéis até ao meio vão $(L = 1.500 \text{ mm}),$	174
<i>Figura 3.115:</i> Configuração deformada dos três primeiros modos de vibração $-L = 2.000$ mm.	176
Figura 3.116: Configuração deformada do primeiro modo de instabilidade do painel assimétrico - FLn.1:	178
Figura 3.117: Configuração deformada do primeiro modo de instabilidade do painel simétrico - FLn.4:	178
Figura 3.118: Vistas gerais tridimensionais das configurações deformadas dos modos de instabilidade:	179
Figura 3.119: Cortes longitudinais das configurações deformadas dos modos de instabilidade:	179
<i>Figura 3.120:</i> Curvas $F - \delta_{l/2}$ numéricas (linear e não linear) e experimentais: (a) painel assimétrico – FLn.1	181
Figura 3.121: Diagramas do critério de Tsai-Hill (TSAIH) para os níveis de carga "notáveis" (pontos A-E) e	183
<i>Figura 3.122:</i> Curvas da evolução $I_F - F$ e rácios de tensões num ponto dos painéis: (a) assimétrico e (b) simétrico.	. 184
<i>Figura 3.123:</i> Diagramas de tensões longitudinais (S11 = $\sigma_{11} = \sigma_{f,L}$ ), tensões transversais (S22 = $\sigma_{22} = \sigma_{f,T}$ ) e	185

# 4 COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

Figura 4.1: Formação de painéis de GFRP através de ligações ao nível do componente – CLC:	203
Figura 4.2: Ligação geométrica "macho-fêmea", com fixação por colagem de emendas adesivas.	204
Figura 4.3: Ligação por junta mecânica fixa, com tarugo de corte embebido em betão polimérico.	204
Figura 4.4: Ligação interlock, por encaixe geométrico horizontal.	204
Figura 4.5: Ligação snap-fit, por encaixe vertical sob pressão: (a) esquema de assemblagem e (b) pormenor snap-fit	t.204
Figura 4.6: Ligação mecânica dos painéis de GFRP à estrutura de suporte ao nível do sistema – SLC:	205
Figura 4.7: Ligação com acção compósita de painéis de GFRP a estrutura de suporte – SLC:	206
Figura 4.8: Modelos de pormenores de ligações híbridas em tabuleiros mistos - SLC:	207
Figura 4.9: Técnica de ligação híbrida proposta por Park et al.:	208

Figura 4.10: Esquema da ligação painel de GFRP – viga de betão, proposta por Kim et al.	209
Figura 4.11: Exemplos de guarda corpos (a) lateral e guardas de segurança (b) lateral e (c) bordadura.	210
Figura 4.12: Modelos de ligação de guardas de segurança em tabuleiros multicelulares de GFRP:	211
Figura 4.13: Instalação de guardas de segurança em betão armado sobre tabuleiros multicelulares de GFRP:	211
Figura 4.14: Esquemas de ligações de guardas de segurança metálicas em painéis sanduíche compósitos:	212
Figura 4.15: Guarda de segurança compósita em GFRP: (a) demonstração da instalação, incluindo	213
Figura 4.16: Esquema da associação de painéis, interligados por snap-fit, sob solicitações na direcção transversal.	214
Figura 4.17: Configuração geométrica dos modelos de carga no ensaio à flexão transversal (dimensões em mm).	216
Figura 4.18: Aspecto geral do pórtico de carga utilizado no ensaio à flexão na direcção transversal em:	218
Figura 4.19: Preparação dos módulos interligados ensaiados à flexão:	219
Figura 4.20: Acabamentos da zona snap-fit por corte e à espátula: (a) FTn.EP.#s e (b) FTn.PU.#s.	220
Figura 4.21: Módulos preenchidos com espuma expansível Pu no núcleo: (a) fase de preparação e (b) fase final.	220
Figura 4.22: Sistemas de distribuição da carga para ensaio em flexão a 4P na direcção transversal:	220
<i>Figura 4.23:</i> Sistemas de apoios: (a) rótula cilíndrica maciça – $\phi 60$ , (b) rótula tubular – $\phi 48$ mm e (c) rolete – $\phi 48$ .	221
Figura 4.24: Localização da instrumentação nos provetes ensaiados à flexão transversal (dimensões em mm).	222
Figura 4.25: Instrumentação: (a) ensaio genérico e (b), (c), (d) detalhes dos deflectómetros e extensómetros.	223
Figura 4.26: Séries de provetes ensaiados à flexão na direcção transversal (46 un.).	224
<i>Figura 4.27:</i> Série FTn.SI.#s: (a) curvas $F - \delta$ e (b) rotura de FTn.SI.2s.	226
<i>Figura 4.28:</i> Série FTn.SF.#s: (a) curvas $F - \delta$ e (b) rotura de FTn.SF.4s (interrompida).	226
<i>Figura 4.29:</i> Série FTn.PU.#s: (a) curvas $F - \delta$ e (b) rotura de FTn.PU.1s.	226
<i>Figura 4.30:</i> Série FTn.EP.#s: (a) curvas $F - \delta$ e (b) rotura de FTn.EP.4s.	226
Figura 4.31: Rotura característica nos módulos simples – provete FTn.SI.1s:	230
Figura 4.32: Roturas características nos módulos interligados com adesivos:	231
Figura 4.33: Integridade das cavidades centrais nos sistemas modulares:	232
<i>Figura 4.34:</i> Roturas em ELU nos sistemas: (a) <i>simples</i> e <i>interligado</i> com (b) adesivo PU e adesivo (c) EP.	233
Figura 4.35: Rotura característica nos módulos interligados sem adesivo: (a) provete FTn.SF.1s,	233
<i>Figura 4.36:</i> Série FTc.SI.#s vs FTn.SI.#s: (a) curvas $F - \delta$ e roturas de (b) FTc.SI.4s e (c) FTn.SI.4s.	234
<i>Figura 4.37:</i> Série FTc.EP.#s vs FTn.EP.#s: (a) curvas $F - \delta$ e roturas de (b) FTc.EP.3s e (c) FTn.EP.4s.	234
Figura 4.38: Rotura característica nos módulos singulares híbridos:	235
<i>Figura 4.39:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes das séries: (a) FTn.SF.#d, (b) FTn.PU.#d, (c) FTn.EP.#d e (d) FTc.EP.#d.	236
Figura 4.40: Rotura no provete duplo interligado FTn.SF.1d: (a) vista geral e (b) pormenor da abertura snap-fit.	237
<i>Figura 4.41:</i> Rotura no provete <i>duplo interligado</i> FTn.PU.1d: (a) vista geral e (b) sequência do tramo direito.	237
Figura 4.42: Roturas adesivas nos módulos duplos interligados com adesivo PU:	238
Figura 4.43: Roturas características nos módulos duplos interligados com adesivo EP:	239
Figura 4.44: Vista geral do modo de rotura no provete duplo interligado híbrido FTc.EP.1d.	240
Figura 4.45: Rotura na ligação colada no provete duplo interligado híbrido FTc.EP.3d:	240
Figura 4.46: Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTn.SI.4s.	242
<i>Figura 4.47:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTc.SI.4s.	242
<i>Figura 4.48:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTn.EP.4s.	242

Figura 4.49: Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTc.EP.3s.	242
<i>Figura 4.50:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTn.PU.4s.	242
<i>Figura 4.51:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon$ no provete FTc.EP.3d.	242
<i>Figura 4.52:</i> Curvas do coeficiente de Poisson, $v_{TL}$ , em função da tensão axial, $\sigma$ .	244
Figura 4.53: Configuração geométrica dos modelos de carga no ensaio no plano (dimensões em mm):	249
Figura 4.54: Aspecto geral do sistema de ensaio à compressão e ao corte no plano e (a) pormenor dos apoios.	251
Figura 4.55: Preparação dos módulos: (a) alinhamento dos bordos de apoio para ensaio (a.1) à compressão	252
Figura 4.56: Sistema de aplicação da carga e apoios dos módulos ensaiados no plano:	253
Figura 4.57: Instrumentação: (a) ensaio genérico CP e (b) pormenores dos deflectómetros ómega e extensómetros.	254
Figura 4.58: Localização esquemática da instrumentação nos provetes ensaiados no plano (dimensões em mm).	255
Figura 4.59: Séries dos módulos ensaiados à compressão e ao corte na direcção transversal (41 un.).	255
<i>Figura 4.60:</i> Série CPn.SI.#: (a) curvas $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$ (b) rotura típica (CPn.SI.2).	258
<i>Figura 4.61:</i> Série CPn.SF.#: (a) curvas $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$ (b) rotura típica (CPn.SF.1).	258
<i>Figura 4.62:</i> Série CPn.PU.#: (a) curvas $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$ (b) rotura típica (CPn.PU.2).	258
<i>Figura 4.63:</i> Série CPn.EP.#: (a) curvas $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$ (b) rotura típica (CPn.EP.3).	258
Figura 4.64: Sequência do modo típico de rotura da série simples (CPn.SI.2):	260
Figura 4.65: Sequência de ensaio nas séries dos sistemas interligados (I) CPn.SF.1, (II) CPn.PU.1, (III) CPn.EP.1:	261
Figura 4.66: Cavidade central de ligação snap-fit nos módulos do sistema interligado:	263
Figura 4.67: Roturas particulares dos módulos: (a) CPn.PU.3 (rotura adesiva) e (b) CPn.EP.2 (delaminação axial).	263
<i>Figura 4.68:</i> Série CPc.SI.# vs CPn.SI.#: (a) curvas $F_c - \delta e$ curvas $\sigma - \varepsilon e$ (b) cenário do modo de rotura	264
<i>Figura 4.69:</i> Série CPc.EP.# vs CPn.EP.#: (a) curvas $F_c - \delta e$ curvas $\sigma - \varepsilon e$ (b) cenário do modo de rotura	264
<i>Figura 4.70:</i> Curvas $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo CPn.SI.5.	266
<i>Figura 4.71:</i> Curvas $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo CPn.EP.2.	266
<i>Figura 4.72:</i> Curvas $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo CPc.SI.3.	266
<i>Figura 4.73:</i> Curvas $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo CPc.EP.2.	266
<i>Figura 4.74:</i> Série SPn.SI.#: (a) curvas $F_s - \delta e \tau - \gamma e$ (b) rotura típica (SPn.SI.2).	271
<i>Figura 4.75:</i> Série SPn.SF.#: (a) curvas $F_s - \delta e \tau - \gamma e$ (b) rotura típica (SPn.SF.3).	271
<i>Figura 4.76:</i> Série SPn.PU.#: (a) curvas $F_s - \delta e \tau - \gamma e$ (b) rotura típica (SPn.PU.3).	271
<i>Figura 4.77:</i> Série SPn.EP.#: (a) curvas $F_s - \delta e \tau - \gamma e$ (b) rotura típica (SPn.EP.2).	271
Figura 4.78: Detalhe dos bordos em apoio (a) parcial e (b) total por reacção na chapa de apoio.	273
Figura 4.79: Sequência do modo típico de rotura da série simples (SPn.SI.3): (a) roturas em carga limite elástico 2	275
Figura 4.80: Cenários de rotura nas séries dos sistemas interligados (I) SPn.SF.1, (II) SPn.PU.1, (III) SPn.EP.1:	276
Figura 4.81: Cavidade central de ligação snap-fit nos módulos do sistema interligado:	277
<i>Figura 4.82:</i> Série SPc.SI.# vs SPn.SI.#: (a) curvas $F_s - \delta e$ curvas $\tau - \gamma e$ (b) roturas últimas	278
<i>Figura 4.83:</i> Série SPc.EP.# vs SPn.EP.#: (a) curvas $F_s - \delta e$ curvas $\tau - \gamma$ , e (b) roturas últimas	278
<i>Figura 4.84:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo SPn.SI.3.	280
<i>Figura 4.85:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo SPn.SI.2.	280
<i>Figura 4.86:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo SPc.SI.3.	280

<i>Figura 4.87:</i> Curvas $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$ no módulo SPc.EP.3.	280
Figura 4.88: Discretização das malhas das secções dos módulos celulares de ensaio:	284
Figura 4.89: Geometria das malhas dos sistemas modulares, incluindo modelação dos carregamentos e dos apoios:.	. 285
Figura 4.90: Modelo de flexão (FTn.SI) para avaliação da interacção de corte com base no modelo de corte	290
<i>Figura 4.91:</i> Modelos do comportamento à flexão – FTn.SI: (a) curvas $\sigma_{f,T} - \epsilon_{f,T} e$ (b) configuração deformada.	. 291
<i>Figura 4.92:</i> Modelos do comportamento à compressão – CPn.SI: (a) curvas $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{c,T}$ , (b.1) configuração	292
<i>Figura 4.93:</i> Modelos do comportamento ao corte – SPn.SI: (a) curvas $\tau - \gamma$ , (b.1) configuração	292
Figura 4.94: Sistema híbrido de conexão entre os painéis multicelulares de GFRP e o vigamento metálico	295
Figura 4.95: Configuração geométrica do modelo de carga para ensaio de conexão de corte (dimensões em mm).	298
Figura 4.96: Aspecto geral do pórtico metálico de carga utilizado no ensaio de conexão de corte.	300
Figura 4.97: Cavilha HILTI X-EM 10H-24-12: (a) vista lateral e (b) geometria (dimensões em mm).	301
Figura 4.98: Conexão por cravação fulminante: (a) cavilha X-EM 10H-24-12 e (a) pistola DX 76-PTR.	302
Figura 4.99: Conexão por soldadura de arco: (a) pistola electrofusão e (b) perno M10 e anel cerâmico.	302
Figura 4.100: Esquemas em corte de conexões adesiva e mecânica perfil de aço – painel de GFRP:	303
Figura 4.101: Preparação dos provetes da série adesiva CT.EP.#: (a) preparação das superfícies	304
Figura 4.102: Preparação dos provetes da série mecânica CT.ST.#: (a) furação da aba horizontal snap-fit,	305
Figura 4.103: Requisitos e garantia da qualidade da conexão fulminante das cavilhas X-EM 10H (HILTI):	306
Figura 4.104: Preparação dos provetes da série mista CT.ES.#: (a) furação da aba horizontal de ligação snap-fit,	308
Figura 4.105: Acabamento final conferido aos provetes de conexão de corte: (a) preenchimento com betão	308
Figura 4.106: Sistema de aplicação da carga.	309
Figura 4.107: Apoio e nivelamento dos provetes.	309
Figura 4.108: Pormenor do travamento lateral externo (chapas metálicas paralelas fixas por varão roscado).	310
Figura 4.109: Pormenor do travamento lateral interno (cunhas de madeira entre faces dos banzos dos painéis).	310
Figura 4.110: Instrumentação no ensaio de corte: (a) conjunto de 4 deflectómetros e (b) série de 6 extensómetros.	. 311
Figura 4.111: Localização dos extensómetros nos provetes (dimensões em mm).	311
Figura 4.112: Aspecto geral do ensaio de conexão de corte e sistema de aquisição e registos de dados.	312
Figura 4.113: Séries de provetes submetidos a ensaio de conexão de corte (9 un.).	312
<i>Figura 4.114:</i> Curvas <i>Força – Deslocamento</i> , ( $F - \delta$ ), nos provetes da série adesiva CT.EP.#.	313
Figura 4.115: Modo de rotura típico na série adesiva: (a) rotura numa interface do provete CT.EP.1,	314
<i>Figura 4.116:</i> Digramas <i>Extensão / Tensão – Altura da interface</i> , ( $\varepsilon / \sigma - h$ ) ao eixo no banzo do painel:	316
Figura 4.117: Digramas Extensão / Tensão – Largura da interface, ( $\varepsilon$ / $\sigma$ – b) ao eixo na célula snap-fit:	317
<i>Figura 4.118:</i> Curvas <i>Força – Deslocamento</i> , ( $F - \delta$ ), nos provetes da série mecânica CT.ST.#.	320
Figura 4.119: Comportamento do provete CT.ST.1 em sequência: (a) regime linear e (b)–(d) corte cavilhas 1–3.	321
Figura 4.120: Pormenores de rotura no provete CT.ST.1: (a) esmagamento da aba snap-fit e corte de uma cavilha.	.322
Figura 4.121: Comportamento do provete CT.ST.2 em sequência: (a) regime linear, com progressão da flexão	323
Figura 4.122: Pormenores da rotura no provete CT.ST.2: (a) aspecto do colapso final, (b) integridade do sistema	. 324
Figura 4.123: Comportamento do provete CT.ST.3 em sequência: (a) regime linear,	325
Figura 4.124: Pormenores da rotura do provete CT.ST.3: (a) colapso da ligação na interface esquerda, (b)	326
<i>Figura 4.125:</i> Curvas <i>Força – Deslocamento</i> , $(F - \delta)$ , nos provetes da série mista CT.ES.#.	328

*Figura 4.126:* Comportamento dos provetes, pós 1ª rotura  $F_{rot}$  e carga  $F_{máx}$ : (a) CT.ES.1, (b) CT.ES.2, (c) CT.ES.3. 329 *Figura 4.127:* Pormenores das primeiras roturas – I desenvolvidas nas bases dos provetes da série mista (CT.ES.#): 329 *Figura 4.128:* Pormenores das segundas roturas – II desenvolvidas nos provetes da série mista (CT.ES.#): 330 *Figura 4.129:* Delaminações nos nós banzo-alma da célula de ligação *snap-fit* e integridade do sistema de cravação:... 331 *Figura 4.130:* Digramas *Extensão / Tensão – Altura da interface,* ( $\varepsilon / \sigma - h$ ) ao eixo no banzo do painel:... 333

#### 5 COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE FRP – FLUÊNCIA DO PAINEL MULTICELULAR GFRP

Figura 5.1: Evolução típica ao longo do tempo da deformação dos FRP (sob tensão constante).	346
Figura 5.2: Modelo de Bruger (4 elementos).	353
Figura 5.3: Modelo mecânico de Bruger (fluência e recuperação).	354
Figura 5.4: Modelos mecânicos para as séries de Prony-Dirichlet: (a) Wiechert e (b) Voigt.	356
Figura 5.5: Comparação entre modelos de potência: lei de Findley vs. lei geral.	366
Figura 5.6: Metodologias para a caracterização acelerada dos materiais FRP, a partir de ensaios de curta duração,	375
Figura 5.7: Equipamento de ensaio à fluência em compressão, McClure e Mohammadi.	379
Figura 5.8: Equipamento do tipo alavanca utilizado como sistema de carregamento no ensaio de fluência	380
Figura 5.9: Configuração esquemática do sistema de carregamento de macaco hidráulico,	382
Figura 5.10: Ensaio de fluência em flexão a 3P de provetes.	383
Figura 5.11: Câmara isolada termicamente, utilizada por Bennett.	385
Figura 5.12: Ensaio de fluência à compressão de compósito sujeito a fluxo de calor por infravermelhos, Boyd et al.	385
Figura 5.13: Ensaio de fluência do material laminado, Sá et al. [5.29]: (a) vista geral do pórtico de ensaio.	386
Figura 5.14: Sistemas mecânicos de aplicação da carga no ensaio à fluência, realizado por Ascione et al.	387
Figura 5.15: Esquema do pórtico em GFRP, utilizado no ensaio à fluência em flexão a 4P.	388
Figura 5.16: Esquema de ensaio em flexão a 3P e configuração de viga composta.	388
Figura 5.17: Ensaio à fluência em flexão de um painel multicelular (vão de 2.700 mm).	390
Figura 5.18: Ensaio à fluência em tracção de módulos de painéis multicelulares.	390
Figura 5.19: Ensaio à fluência em flexão de um painel pultrudido do sistema ACCS:	392
Figura 5.20: Ensaio à fluência de um protótipo de ponte pedonal: (a) fase 1, (b) fase 2 e (c) fase 3.	393
Figura 5.21: Curvas de módulos à idade t normalizados prescritas no EUROCOMP.	398
Figura 5.22: Comparação entre modelos de fluência para as propriedades viscoelásticas, $E(t) \in G(t),$	401
Figura 5.23: Comparação entre modelos de fluência para as propriedades viscoelásticas, $E(t) \in G(t),$	401
Figura 5.24: Carga com pesos estáticos: (a) lajetas e sacos de cimento; (b) maciços e (c) blocos de betão e lajetas.	406
Figura 5.25: Sistema metálico elevado de apoio em plataforma dos painéis ensaiados na Fase 1.	408
Figura 5.26: Sistemas de apoios: (a) cilíndricos – Fases 1 a 3 e (b) rolamentos – Fases 4 e 5.	408
Figura 5.27: Instrumentação no ensaio à fluência: (a) deflectómetros, (b) extensómetro e (c) termopar.	409
Figura 5.28: Unidades de aquisição de dados no ensaio à fluência.	410
Figura 5.29: Extensometria (¼ ponte).	410
Figura 5.30: Vista geral do ensaio de fluência relativo à última Fase 5.	413
<i>Figura 5.31:</i> Registos das temperaturas ambientais, $T_a$ , e nos painéis "livres", $T$ .#, durante as Fases 4 e 5.	415

Figura 5.32: Registos das humidades relativas ambientais, $HR_a$ , durante as Fases 4 e 5.	415
<i>Figura 5.33:</i> Curvas de fluência $\phi_{\delta}(t) - t$ , de registo experimental inicial: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	417
Figura 5.34: Sobreposição genérica dos efeitos de fluência durante o carregamento dos painéis	418
<i>Figura 5.35:</i> Curvas de fluência $\Delta \delta(t) - t$ , corrigidas pelo efeito do carregamento: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	420
<i>Figura 5.36:</i> Curvas de fluência $\phi \delta(t) - t$ , corrigidas pelo efeito do carregamento: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	420
<i>Figura 5.37:</i> Curvas $F - \delta$ do ensaio estático (3 <i>PB</i> ) e curvas $q - \delta_0$ do ensaio de fluência (UDB).	422
<i>Figura 5.38:</i> Curvas de fluência $\phi_{\delta}(t) - t$ , corrigidas "finais": (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	425
<i>Figura 5.39:</i> Curvas experimentais da extensão total ao longo do tempo, $\varepsilon(t) - t$ , "directas" e "corrigidas"	427
<i>Figura 5.40:</i> Avaliação dos parâmetros, $m_e e n_e$ , das curvas de ajuste de <b>Findley</b> : (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	429
<i>Figura 5.41:</i> Extensão de fluência, $\Delta \epsilon(t) - Log t$ , experimental e prevista de <b>Findley</b> : (a) Fase 4 e (b) Fase 5.	429
<i>Figura 5.42:</i> Parâmetros do modelo de <b>Findley</b> , em função do nível de tensão $\sigma / \sigma_u$ (%): (a) $\varepsilon_0^+$ e (b) $m_e$ .	431
Figura 5.43: Valores experimentais do expoente n.	432
<i>Figura 5.44:</i> Avaliação dos parâmetros de fluência na formulação de <b>Findley</b> : (a) $\sigma_{\varepsilon}$ , $\varepsilon_0'$ e (b) $m'$ , $\sigma_m$ .	435
Figura 5.45: Curvas de previsão da Extensão total de fluência – Tempo, $\epsilon(t) - t$ , para os painéis no vão 1.500 mm.	437
<i>Figura 5.46:</i> Curva mestra de previsão da <i>Extensão total de fluência – Tempo,</i> $\varepsilon(t) - t$ , obtida segundo o TSSP.	439
<i>Figura 5.47:</i> Curvas de previsão do módulo de elasticidade em flexão "aparente" à idade $t$ , $E_{ap}(t) - t$ .	442
<i>Figura 5.48:</i> Curvas de previsão do módulo de elasticidade "aparente" à idade <i>t</i> normalizado, $\chi_{Ea}(t) - t$ .	444
Figura 5.49: Avaliação gráfica dos módulos viscoelásticos $E_{ef}(t) \in G_{ef}(t)$ – Método A.	446
Figura 5.50: Avaliação gráfica dos módulos viscoelásticos $E_{ef}(t) \in G_{ef}(t)$ – Método B.	446
<i>Figura 5.51:</i> Factores de normalização " <i>ef</i> " $\chi_E(t) \in \chi_G(t)$ .	447
<i>Figura 5.52:</i> Coeficientes de fluência " <i>ef</i> " $\phi_E(t) \in \phi_G(t)$ .	447
<i>Figura 5.53:</i> Curvas de tendência linear dos coeficientes de fluência $\phi_E(t) \in \phi_G(t)$ , em escala bi-logarítmica.	449
<i>Figura 5.54:</i> Relações entre os módulos transientes e os módulos instantâneos " <i>ef</i> " $\beta_E(t)$ e $\beta_G(t)$ .	449
Figura 5.55: Curvas de previsão dos módulos "efectivos" e "aparente", em flexão, normalizados à idade t.	450
<i>Figura 5.56:</i> Curvas dos coeficientes de fluência dos módulos, $\phi_M(t)$ , propostos pelo autor e noutros documentos.	455

Figura 5.57: Curvas dos factores de normalização dos módulos,  $\chi_M(t)$ , propostos pelo autor e noutros documentos. 455

#### **6** PONTE PEDONAL COMPÓSITA – S. MATEUS, VISEU

Figura 6.1: Vista geral da Feira de S. Mateus (espelho de água) sobre a cidade de Viseu.	469
Figura 6.2: Vista aérea da zona de intervenção (imagem Google <sup>®</sup> ).	470
Figura 6.3: Vistas do local da implantação da ponte: (a) Av. Emídio Navarro e (b) ponte de Pau.	471
Figura 6.4: Extracto do Projecto do Parque Linear do Rio Pavia: (a) planta das secções e (b) tabela das secções.	471
<i>Figura 6.5:</i> Evolução da cota de cheia máxima em função do caudal $(Z - Q)$ .	473
Figura 6.6: Esquema da assemblagem dos painéis multicelulares de GFRP para formação da laje do tabuleiro.	474
Figura 6.7: Vista do local da implantação da obra, sobre o leito do rio, com fotomontagem da ponte pedonal.	474
Figura 6.8: Perspectivas virtuais tridimensionais do tabuleiro da ponte pedonal: (a) vista superior e (b) vista inferior.	476
Figura 6.9: Perspectivas virtuais tridimensionais da ponte pedonal: (a) vista lateral e (b) vista frontal.	477

Figura 6.10: Modelos constitutivos do comportamento dos elementos materiais aplicados na ponte pedonal:	487
Figura 6.11: Discretização da malha do tabuleiro em corte para a Solução A:	490
Figura 6.12: Perspectiva tridimensional da modelação da laje compósita do tabuleiro da ponte pedonal,	491
Figura 6.13: Perspectiva tridimensional (parcial) da modelação da estrutura metálica de suporte da ponte pedonal	491
Figura 6.14: Vista geral do modelo numérico tridimensional do tabuleiro da ponte pedonal (Solução A).	492
Figura 6.15: Secção transversal modelo do tabuleiro de acordo com o posicionamento dos perfis HEB:	496
Figura 6.16: Momentos flectores negativos e momentos torsores nas longarinas do tabuleiro em laje vigada.	497
Figura 6.17: Metodologia para verificar a segurança aos ELS e ELU do painel de laje como elemento de viga	. 499
Figura 6.18: Modelos de carga transversal e longitudinais (G e Q, valores característicos)	502
Figura 6.19: Definição dos deslocamentos verticais considerados nas longarinas da ponte.	503
Figura 6.20: Secção mista assumida no cálculo do factor da rigidez de conexão de corte.	509
Figura 6.21: Elemento adesivo unitário (deformado).	510
<i>Figura 6.22:</i> Curvas <i>Rigidez – Espessura</i> da interface $(\hat{R} - e)$ .	510
Figura 6.23: Geometria da secção mista homogeneizada para análise elástica com interacção de corte completa.	514
Figura 6.24: Geometria da secção mista homogeneizada para análise elástica com interacção de corte parcial	514
<i>Figura 6.25:</i> Curvas <i>Interacção – Vão</i> ( $\gamma$ – <i>L</i> ), função de $\hat{R}_{I}$ .	515
Figura 6.26: Elemento de painel unitário (deformado).	515
Figura 6.27: Diagramas numéricos da tensão longitudinal na alma dos perfis:	517
Figura 6.28: Configuração deformada do tabuleiro da ponte pedonal na Solução B, para flecha máxima na viga.	518
Figura 6.29: Modelos numéricos da estrutura metálica da ponte pedonal na Solução A:	519
Figura 6.30: Distribuição das tensões longitudinais nos banzos dos painéis centrais da laje compósita	521
Figura 6.31: Primeiro modo de instabilidade da estrutura na Solução A para travamentos: (a) T2 e (b) T3.	523
Figura 6.32: Geometria da secção para cálculo do momento último, impondo roturas por compressão	525
Figura 6.33: Geometria da secção para cálculo do momento último, impondo roturas por corte e compressão	527
Figura 6.34: Desenho da ligação da interface perfil HEB 280 – painel de GFRP no tabuleiro da ponte pedonal:	528
Figura 6.35: Modelo transversal de forças para carga local concentrada ( $Q_{fwk}$ ) no extremo da consola.	530
Figura 6.36: Critério de rotura de ligações adesivas em laminados de GFRP.	530
Figura 6.37: Definições e restrições geométricas da chapa onde liga a cavilha (Tipo A e Tipo B).	531
Figura 6.38: Momento flector na cavilha.	531
Figura 6.39: Desenho do aparelho de apoio móvel: alçado lateral e alçado frontal (sem escala).	533
Figura 6.40: Desenho em corte do guarda-corpos na secção parcial do tabuleiro (sem escala e dimensões em mm).	. 534
Figura 6.41: Desenho em alçado lateral do guarda-corpos em zona de remate com a chapa quinada.	534
Figura 6.42: Vista parcial da modelação numérica dos guarda-corpos (completos), ligados à estrutura de suporte	535
Figura 6.43: Deformada parcial do modelo do guarda-corpos sem diagonais carga horizontal de 1 kN/m.	535
Figura 6.44: Função de carga temporal no modo andar na direcção: (a) vertical, (b) lateral e (c) longitudinal.	537
<i>Figura 6.45:</i> Diversos tipos de densidades de fluxos de peões – $d$ (P/m <sup>2</sup> ).	538
Figura 6.46: Força de contacto de uma passada e força de reacção no piso.	541
Figura 6.47: Coeficientes de Fourier dos primeiros quatro harmónicos da função de carga andar (caminhada).	542
<i>Figura 6.48:</i> Coeficientes de redução, $\gamma$ em função do amortecimento, $\xi$ , e do vão efectivo, $L_{eff}$ .	545

Figura 6.49: Comparação entre coeficientes de redução: NA BS EN 1991-2:2008, SÉTRA e SYNPEX.	546
<i>Figura 6.50:</i> Curvas da taxa de sincronização, $\lambda$ , em função: (a) – $L_t$ , e (b) – $d$ .	547
Figura 6.51: Coeficientes de amortecimento registados em pontes, para condições em serviço, em função:	553
Figura 6.52: Limites de acelerações verticais previstos em diversas normas (indicadas na legenda).	558
Figura 6.53: Relação da aceleração de pico com os graus de conforto.	559
Figura 6.54: Oscilador equivalente de 1-GL para uma frequência natural / modo de vibração da estrutura.	560
<i>Figura 6.55:</i> Factores dinâmicos de resposta: (a) $\psi$ , (b) $\phi$ , (c) $k_{ver}$ e (d) $\Psi$ .	564
Figura 6.56: Configurações deformadas para os quatro primeiros modos de vibração do tabuleiro – Solução B.	566
Figura 6.57: Localização, em planta e em corte, das barras fictícias e dos pontos de registo das acelerações	571
Figura 6.58: Acelerações verticais no modo andar normal para o cenário 1P.vão: (a) centro, a.1 e (b) consola, a.2.	572
Figura 6.59: Acelerações laterais a meio vão do tabuleiro (a.1).	572
Figura 6.60: Acelerações laterais na consola do tabuleiro (a.2).	573
Figura 6.61: Acelerações verticais a meio vão do tabuleiro (a.1).	573
Figura 6.62: Acelerações verticais na consola do tabuleiro (a.2).	573
Figura 6.63: Curvas da aceleração máxima (espectral), $a_{máx}$ , em função da densidade, d, e do amortecimento, $\xi$ .	580
<i>Figura 6.64:</i> Factores de redução da amplitude do 1° e 2° harmónicos, $\psi_1$ e $\psi_2$ , SÉTRA e HIVOSS.	582
Figura 6.65: Registo temporal da aceleração vertical (numérica) no nó central da secção do meio vão do tabuleiro.	. 583
Figura 6.66: Curvas da aceleração máxima (analítica), $a_{max}$ , em função da densidade, d, e do amortecimento, $\xi$ .	584
Figura 6.67: Trabalhos no dique da margem direita.	586
Figura 6.68: Trabalhos no dique da margem esquerda.	586
Figura 6.69: Vala escavada, entivada e com águas afluentes no tardoz do dique da margem direita.	587
Figura 6.70: Escavação na zona de implantação do encontro sobre o dique da margem esquerda.	587
Figura 6.71: Cofragem e armadura do encontro direito.	588
Figura 6.72: Betonagem do encontro direito.	588
Figura 6.73: Selagem de chumbadouros nas vigas estribo.	588
Figura 6.74: Cubos normalizados de betão (C30/37).	588
Figura 6.75: Encontro esquerdo após descofragem das superfícies betonadas.	589
Figura 6.76: Encontro direito após acabamento final das superfícies betonadas.	589
Figura 6.77: Verificação da contra-flecha (204 mm).	590
Figura 6.78: Banzo superior do perfil HEB decapado.	590
Figura 6.79: Transporte da estrutura metálica do tabuleiro da ponte em camião reboque.	591
Figura 6.80: Elevação inicial da estrutura metálica do reboque recorrendo a uma auto-grua.	591
Figura 6.81: Movimentação da estrutura metálica por meio de auto-grua.	591
Figura 6.82: Fixação inicial da base de um dos aparelhos de apoio móvel:	592
Figura 6.83: Colocação da estrutura metálica do tabuleiro sobre a zona de implantação dos encontros.	592
Figura 6.84: Operação de ajuste num aparelho de apoio para encaixe de cavilha.	592
Figura 6.85: Operações da conexão dos painéis GFRP aos perfis HEB:	593
Figura 6.86: Vista do tabuleiro completo com os painéis de GFRP (19 un.).	594
Figura 6.87: Nivelamento altimétrico de um apoio fixo.	595

Figura 6.88: Plintos em grout dos apoios móveis.	595
Figura 6.89: Acesso da margem esquerda: (a) preparação de caixa de pavimento e acabamento final	596
Figura 6.90: Acesso da margem direita: (a) preparação de caixa de pavimento, lancil e coroamentos	597
Figura 6.91: Aplicação da camada de desgaste no tabuleiro: (a) desgaste abrasivo mecânico da superfície	598
Figura 6.92: Instalação das chapas gota de junta de transição: (a) encontro esquerdo e (b) encontro direito.	598
Figura 6.93: Instalação das chapas de remate dos acrotérios: (a) encontro direito, (b) pormenor de fixação e (c)	599
Figura 6.94: Junta tamponada, com produto de silicone, entre a longarina metálica e o painel compósito.	600
Figura 6.95: Aplicação de pingadeira de águas no banzo inferior do painel compósito.	600
Figura 6.96: Fita LED e calha de apoio, embutidas no corrimão do guarda-corpos da ponte.	601
Figura 6.97: Linha guia de projectores de pavimento no acesso da margem direita da ponte.	601
Figura 6.98: Ensaios estáticos na ponte pedonal sob carregamento: (a) uniformemente distribuído e (b) concentrado.	601
Figura 6.99: Ensaio de carga estático da ponte pedonal, com 183 sacos de cimento (ca. 6,4 tonf),	602
Figura 6.100: Instrumentação utilizada no ensaio estático de carga uniformemente distribuída:	603
<i>Figura 6.101:</i> Curvas <i>Carga – Deslocamento</i> , ( $F - \delta$ ), a meio vão do tabuleiro no ensaio de carga estático.	604
Figura 6.102: Modelo de carga da viga mista da ponte pedonal referente ao ensaio de carga:	605
Figura 6.103: Ensaio de carga estático, com de 2 veículos ligeiros posicionados sobre o tabuleiro (ca. 3,0 tonf)	. 607
Figura 6.104: Descerramento das placas no acto inaugural.	608
Figura 6.105: Placas inaugurais da obra.	608
Figura 6.106: Discursos protocolares do acto inaugural.	609
Figura 6.107: Abertura oficial da ponte ao público.	609
Figura 6.108: Vista lateral da ponte pedonal ao anoitecer (de montante para jusante).	609
Figura 6.109: Vista geral da ponte pedonal, do lado do espelho de água (recinto da Feira de S. Mateus)	610
Figura 6.110: Vista geral da ponte pedonal, sobre o edifício do Orfeão de Viseu.	610
Figura 6.111: Vista lateral da ponte pedonal, de montante para jusante (Rua Ponte de Pau).	611
Figura 6.112: Vista lateral superior da ponte pedonal, de jusante para montante (Av. Emídio Navarro).	611
Figura 6.113: Vista frontal da ponte pedonal, da margem esquerda para a margem direita.	612
Figura 6.114: Vista frontal da ponte pedonal, da margem direita para a margem esquerda.	612
Figura 6.115: Vista inferior da ponte pedonal, do encontro esquerdo para o encontro direito.	612
Figura 6.116: Vista geral da ponte pedonal, do recinto da Feira de S. Mateus para a Rua Serpa Pinto	613
Figura 6.117: Vista nocturna sobre a ponte pedonal, do acesso da margem direita para a margem esquerda.	613
Figura 6.118: Vista da Ponte Pedonal Compósita sobre o parque da Feira de S. Mateus – Viseu.	617

### A ANEXO – CAPÍTULO 2

Figura A.1: Esquema de uma linha de produção de fibras de vidro em filamentos e na forma plana.	A.5
Figura A.2: Diversos exemplos típicos das formas de acabamento final adoptadas para as fibras de vidro:	A.6
Figura A.3: Subclassificação das fibras de vidro quanto à forma final do reforço.	A.7
Figura A.4: (a) chopped strand; (b) roving; (c) multi-end roving e (d) yarn strand.	A.8

Figura A.5: (a) continuous strand mat; (b) non-woven fabrics; (c) chopped strand mat e (d) wet chopped strand r	nat. A.9
Figura A.6: Exemplos típicos das formas de acabamento final adoptadas para as fibras de carbono:	A.10
Figura A.7: Etapas do processo de fabrico de fibras de carbono HT e HM, a partir de PAN como precursor.	A.11
Figura A.8: Configurações típicas das fibras de aramida na forma de:	A.12
Figura A.9: Comparativo entre as relações Tensão – Extensão dos tipos de fibras de reforço.	A.13
Figura A.10: Comparação do desempenho das fibras típicas utilizadas em compósitos estruturais de FRP.	A.14

# **B** ANEXO – CAPÍTULO 3

Figura B.1: Secção multicelular: (a) real; (b) à linha média sem abas e (c) à linha média simplificada	B.7
Figura B.2: Configurações deformadas dos painéis para forças aplicadas de 100 kN nas extremidades:	B.10
Figura B.3: Estratificação das lâminas no laminado.	B.12
Figura B.4: Esforços resultantes no laminado.	B.12
Figura B.5: Método gráfico B (2 <sup>a</sup> versão) de avaliação experimental das propriedades $D_{ef}$ e $F_{ef}$ .	B.15
Figura B.6: Curvas $F - \delta$ do painel FLn.1 nos vãos: (a) 1.500 mm, (b) 2.000 mm e (c) 2.400 mm.	B.17
Figura B.7: Curvas $F - \delta$ do painel FLn.2 nos vãos: (a) 1.500 mm, (b) 2.000 mm e (c) 2.400 mm.	B.17
Figura B.8: Curvas $F - \delta$ do painel FLn.3 nos vãos: (a) 1.500 mm, (b) 2.000 mm e (c) 2.400 mm.	B.18
Figura B.9: Curvas $F - \delta$ do painel FLn.4 nos vãos: (a) 1.500 mm, (b) 2.000 mm e (c) 2.400 mm.	B.18
<i>Figura B.10:</i> Curvas $F - \delta$ do painel FLn.A nos vãos: (a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm	B.19
<i>Figura B.11:</i> Curvas $F - \delta$ do painel FLn.B nos vãos: (a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm	B.20
<i>Figura B.12:</i> Curvas $F - \delta$ do painel FLn.C nos vãos: (a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm	B.21
<i>Figura B.13:</i> Curvas $F - \delta$ do painel FLn.D nos vãos: (a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm	B.22
Figura B.14: Secção multicelular: (a) real; (b) à linha média, simplificada sem abas e (c) à linha média	B.24

# C ANEXO – CAPÍTULO 4

Figura C.1: Curvas $F - \delta$ dos provetes FTn.SI.# (Fase 0).	C.5
<i>Figura C.2:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes FTn.SF.# (Fase 0).	C.5
<i>Figura C.3:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes FTn.PU.# (Fase 0).	C.5
<i>Figura C.4:</i> Curvas $F - \delta$ dos provetes FTn.EP.# (Fase 0).	C.5
Figura C.5: Rotura no provete FTn.PU.2 ensaiado na Fase.0: (a) tramo exterior junto ao apoio e (b) tramo central.	C.5
Figura C.6: Sequência da rotura no provete FTn.SI.1s.	C.6
Figura C.7: Sequência da rotura no provete FTn.SF.3s.	C.6
Figura C.8: Sequência da rotura no provete FTn.PU.2s.	C.6
Figura C.9: Sequência da rotura no provete FTn.EP.4s.	C.6
Figura C.10: Pós-rotura do provete CPn.SI.1.	C.9
Figura C.11: Pós-rotura do provete CPn.SF.3.	C.9
Figura C.12: Pós-rotura do provete CPn.PU.2.	C.9

Figura C.13: Pós-rotura do provete CPn.EP.2.	C.9
Figura C.14: CPn.SI.# curvas $Fc - \varepsilon / Fc - \Omega$ .	C.10
<i>Figura C.15:</i> CPn.SF.# curvas $F_c - \varepsilon / F_c - \Omega$ .	C.10
<i>Figura C.16:</i> CPn.PU.# curvas $F_c - \varepsilon / F_c - \Omega$ .	C.10
<i>Figura C.17:</i> CPn.EP.# curvas $F_c - \varepsilon / F_c - \Omega$ .	C.10
<i>Figura C.18:</i> CPc.SI.# curvas $F_c - \varepsilon / F_c - \Omega$ .	C.11
<i>Figura C.19:</i> CPc.EP.# curvas $F_c - \varepsilon / F_c - \Omega$ .	C.11
Figura C.20: Pós-rotura do provete SPn.SI.2.	C.12
Figura C.21: Pós-rotura do provete SPn.SF.1.	C.12
Figura C.22: Pós-rotura do provete SPn.PU.3.	C.12
Figura C.23: Pós-rotura do provete SPn.EP.1.	C.12
<i>Figura C.24:</i> SPn.SI.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.13
<i>Figura C.25:</i> SPn.SF.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.13
<i>Figura C.26:</i> SPn.PU.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.13
<i>Figura C.27:</i> SPn.EP.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.13
Figura C.28: SPc.SI.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.14
<i>Figura C.29:</i> SPc.EP.# curvas $F_s - \varepsilon / F_s - \Omega$ .	C.14
Figura C.30: Diagramas de tensões no modelo de flexão – FTn.SI (escala de cores em MPa):	C.14
Figura C.31: Diagramas de tensões no modelo de compressão – CPn.SI (escala de cores em MPa):	C.15
Figura C.32: Diagramas de tensões no modelo de corte – SPn.SI (escala de cores em MPa):	C.15
<i>Figura C.33:</i> Curvas $F - \delta$ nos provetes da série adesiva: (a) CT.EP.1, (b) CT.EP.2 e (c) CT.EP.3.	C.19
<i>Figura C.34:</i> Curvas $F - \delta$ nos provetes da série mecânica: (a) CT.ST.1, (b) CT.ST.2 e (c) CT.ST.3.	C.20
<i>Figura C.35:</i> Curvas $F - \delta$ nos provetes da série mista: (a) CT.ES.1, (b) CT.ES.2 e (c) CT.ES.3.	C.21
<i>Figura C.36:</i> Digramas $F - \varepsilon$ nos provetes da série adesiva: a) provete CT.EP.2 e (b) provete CT.EP.3.	C.22
<i>Figura C.37:</i> Digramas $F - \varepsilon$ nos provetes da série mista: a) provete CT.ES.2 e (b) provete CT.ES.3.	C.22

# D ANEXO – CAPÍTULO 5

Figura D.1: Modelos mecânicos clássicos para materiais viscoelásticos:	D.3
Figura D.2: Exemplo esquemático da construção de uma curva mestra para o módulo de relaxação $-R(t)$ ,	D.7
Figura D.3: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 1.	D.9
Figura D.4: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 2.	D.9
Figura D.5: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 3.	D.9
Figura D.6: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 4.	D.10
Figura D.7: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 5.	D.10
Figura D.8: Registos das temperaturas nos painéis solicitados da Fase 4: FCr.1 – FCr.2 – FCr.4 – FCr.5.	D.11
Figura D.9: Registos das temperaturas nos painéis solicitados da Fase 5: FCr.B – FCr.C – FCr.D – FCr.E.	D.11
<i>Figura D.10:</i> Curvas experimentais de fluência do deslocamento total, $\delta(t) - t$ , dos painéis da Fase 4.	D.12

<i>Figura D.11:</i> Curvas experimentais de fluência do deslocamento total, $\delta(t) - t$ , dos painéis da Fase 5.	D.12
<i>Figura D.12:</i> Curva da extensão total ao longo do tempo, $\mathcal{E}(t) - t$ , no painel "livre" da Fase 4 – FCr.3.	D.13
<i>Figura D.13:</i> Curva da extensão total ao longo do tempo, $\mathcal{E}(t) - t$ , no painel "livre" da Fase 5 – FCr.A.	D.13
<i>Figura D.14:</i> Curvas experimentais da extensão total ao longo do tempo, $\mathcal{E}(t) - t$ , dos painéis da Fase 5:	D.13
<i>Figura D.15:</i> Curvas da extensão de fluência, $\Delta \epsilon(t) - t$ , experimental e prevista da lei de <b>Findley</b> da Fase 4.	D.14
<i>Figura D.16:</i> Curvas da extensão de fluência, $\Delta \epsilon(t) - t$ , experimental e prevista da lei de <b>Findley</b> da Fase 5.	D.14

### E ANEXO – CAPÍTULO 6

Figura E.1: Zonamento do território nacional para quantificação da carga da neve.	E.3
Figura E.2: Direcções das acções do vento em pontes (correntes),	E.4
<i>Figura E.3:</i> Coeficiente de força $c_{fx,0}$ para uma ponte tipo vigada (I) e a) com guarda-corpos vazado.	E.5
Figura E.4: Secção composta (à esq.) e diagrama de tensões (à dir.) do modelo da EN 1995-1-1:2002.	E.11
Figura E.5: Corte longitudinal (parcial) do tabuleiro misto da ponte pedonal com 19 painéis multicelulares.	E.12
Figura E.6: Transformação da secção celular com altura $h$ numa equivalente com espessura $2.t_{g,FS}$ .	E.12
Figura E.7: Curva base para as acelerações (RMS) na direcção vertical, $a_{RMS} - f$ .	E.13
Figura E.8: Viga simplesmente apoiada de vão L, com 2 tipos de forças sinusoidais aplicadas:	E.15
Figura E.9: Registo das acelerações verticais – 1P.vão andar lento, do modelo numérico da Solução B.	E.21
Figura E.10: Registo das acelerações verticais – 1P.con andar lento, do modelo numérico da Solução B.	E.21
Figura E.11: Registo das acelerações verticais – 1P.con andar rápido, do modelo numérico da Solução B.	E.21
Figura E.12: Registo das acelerações verticais – 3P.des jogging, do modelo numérico da Solução B.	E.22
Figura E.13: Registo das acelerações verticais – 3P.sin andar lento, do modelo numérico da Solução B.	E.22
Figura E.14: Registo das acelerações verticais – 3P.sin corrida, do modelo numérico da Solução B.	E.22
# ÍNDICE DAS TABELAS

### 2 ESTADO DA ARTE – UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

Tabela 2.1: Valores usuais das propriedades mecânicas, físicas e térmicas dos perfis de GFRP.	24
Tabela 2.2: Vantagens e inconvenientes da utilização de elementos pultrudidos de GFRP.	25
Tabela 2.3: Pontes rodoviárias e pedonais pré-fabricadas, construídas entre 1997 e 2000.	31
Tabela 2.4: Comparação "comercial" entre as características dos painéis dos sistemas pré-fabricados.	31

### 3 COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

<i>Tabela 3.1</i> : Propriedades geométricas da secção transversal de referência (assimétrica),	59
Tabela 3.2: Propriedades de massa do painel multicelular simples (standard).	62
Tabela 3.3: Dados disponibilizados nos catálogos SIKA e propriedades experimentais dos adesivos.	63
Tabela 3.4: Características disponibilizadas pelo distribuidor da espuma de poliuretano (Pu).	65
Tabela 3.5: Dados disponibilizados nos catálogos SIKA dos ligantes de revestimento.	67
Tabela 3.6: Resumo do conjunto de ensaios em função das suas respectivas designações (acrónimos).	70
Tabela 3.7: Propriedades mecânicas médias do material, obtidas experimentalmente em provetes de 4 mm.	77
Tabela 3.8: Propriedades mecânicas globais do material, obtidas experimentalmente em provetes de 4 mm.	80
Tabela 3.9: Factores parciais de segurança para o material pultrudido do painel, CNR-DT 205/2007.	82
Tabela 3.10: Coeficientes das matrizes de rigidez e de flexibilidade das paredes laminadas da secção do painel.	83
Tabela 3.11: Configuração dos provetes ensaiados à compressão transversal (dimensões em mm).	87
Tabela 3.12: Propriedades das almas dos provetes ensaiados à compressão transversal.	89
Tabela 3.13: Séries de provetes ensaiados à perfuração (P.), sob designações em função dos parâmetros de ensaio.	93
Tabela 3.14: Valores médios dos resultados do ensaio à perfuração estática ( $F_{rot,1^o}$ , $F_{rot,u}$ , $d_{rot,u}$ e K).	98
Tabela 3.15: Grelha de combinações (9) dos provetes para análise comparativa do comportamento à perfuração.	101
Tabela 3.16: Propriedades de rigidez da placa tubular (perfis interligados entre si) – Etapa I (MEE).	117
Tabela 3.17: Características dos painéis ensaiados (FLn/c.#), em função do vão, nas duas fases do ensaio.	122
Tabela 3.18: Registos médios das dimensões medidas na secção transversal dos painéis.	123
<i>Tabela 3.19:</i> Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" e "efectivas" (média $\pm cv.$ ) – 1ª Fase.	131
<i>Tabela 3.20:</i> Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" e "efectivas" (média $\pm cv.$ ) – 2ª Fase.	134
<i>Tabela 3.21:</i> Valores experimentais ( $F_s \in \delta_s$ ) e teóricos ( $M_s \in \sigma_{f_{S,L}}$ ) dos painéis à flexão para nível em serviço $L/200$ .	137
Tabela 3.22: Valores experimentais e valores teóricos estimados na rotura em flexão dos painéis FLn.1 e FLn.4.	139
Tabela 3.23: Propriedades dinâmicas dos modos de vibração do painel simples e híbrido.	155
Tabela 3.24: Factores de corte de Timoshenko e relações entre áreas da secção celular.	159
Tabela 3.25: Componentes de rigidez efectiva do painel multicelular (flexão e corte).	160

Tabela 3.26: Definição das malhas (nós, shells e GL) estabelecidas na modelação dos painéis.165Tabela 3.27: Constantes elásticas e resistências do material GFRP admitidas nas modelações numéricas.166Tabela 3.28: Definição do carregamento para modelação do comportamento dos painéis em serviço e à rotura.169Tabela 3.29: Comparativo entre os valores experimentais, analíticos e numéricos do deslocamento a meio vão,  $\delta$ .171Tabela 3.30: Factores de corte de **Timoshenko**,  $K_s$ , obtidos dos modelos numéricos dos painéis.175Tabela 3.31: Comparativo entre os valores experimentais, analíticos e numéricos das frequências próprias, f.176Tabela 3.32: Análise de instabilidade local do painel assimétrico – FLn.1 e painel simétrico – FLn.4.180Tabela 3.33: Análise geometricamente não linear do painel assimétrico – FLn.1 e painel simétrico – FLn.4.181

#### 4 COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

Tabela 4.1: Resumo comparativo entre técnicas de execução das ligações CLC, PLC e SLC.	203
Tabela 4.2: Resumo das propriedades mecânicas em tracção dos adesivos estruturais EP e PU.	215
Tabela 4.3: Séries dos provetes modulares nas combinações do ensaio à flexão na direcção transversal.	217
<i>Tabela 4.4:</i> Resultados experimentais do ensaio à flexão na direcção transversal (média $\pm dp$ . ou $cv$ .).	227
<i>Tabela 4.5:</i> Rigidez, módulos <i>E</i> e grau de interacção de corte para flexão na direcção transversal (média $\pm cv$ .)	. 246
Tabela 4.6: Séries dos provetes modulares nas combinações dos ensaios à compressão e ao corte no plano.	250
<i>Tabela 4.7:</i> Resultados experimentais do ensaio à compressão no plano (média $\pm dp$ . ou $cv$ .).	259
<i>Tabela 4.8:</i> Rigidez axial e módulos de elasticidade à compressão no plano dos sistemas (média $\pm cv$ .).	267
<i>Tabela 4.9:</i> Resultados experimentais do ensaio ao corte no plano (média $\pm dp$ . ou $cv$ .).	274
<i>Tabela 4.10:</i> Rigidez de corte, módulos de distorção e de elasticidade no plano dos sistemas (média $\pm cv$ .).	282
Tabela 4.11: Definição das malhas (nós, shells e GL) estabelecidas na modelação dos sistemas modulares.	284
Tabela 4.12: Definição do carregamento e das propriedades de rigidez do material pultrudido na modelação	286
Tabela 4.13: Comparativo entre a rigidez experimental, numérica e analítica (flexão, compressão e corte).	287
Tabela 4.14: Resumo das propriedades médias do painel – flexão transversal, compressão e corte no plano.	293
Tabela 4.15: Séries de provetes para ensaio de conexão de corte.	299
Tabela 4.16: Propriedades de resistência da cavilha de fulminantes X-EM 10H-24-12 (HILTI).	301
Tabela 4.17: Propriedades do ensaio de conexão de corte da série adesiva CT.EP.#.	314
Tabela 4.18: Propriedades do ensaio de conexão de corte da série adesiva CT.ST.#.	320
Tabela 4.19: Propriedades do ensaio de conexão de corte da série adesiva CT.ES.#.	328

#### 5 COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE FRP – FLUÊNCIA DO PAINEL MULTICELULAR GFRP

Tabela 5.1-a: Resumo dos estudos do comportamento à fluência de elementos pultrudidos unidimensionais.	395
Tabela 5.1-b: Resumo dos estudos do comportamento à fluência de elementos pultrudidos bi e tridimensionais.	396
Tabela 5.2: Parâmetros do modelo de fluência, proposto por Bank, para pultrudidos GFRP.	397
Tabela 5.3: Parâmetros de fluência prescritos no Guia Italiano.	399
Tabela 5.4: Níveis de carregamento em função do vão, em termos de peso (P), carga distribuída (q), tensão	407

Tabela 5.5-a: Informações e características relevantes das várias fases da campanha do ensaio à fluência. 411 *Tabela 5.5-b:* Registos termohigrométricos das Fases 4 e 5 (valores médios  $\pm dp$ . e extremos). 416 Tabela 5.6: Parâmetros correctivos da sobreposição dos efeitos por fluência associados aos carregamentos. 419 Tabela 5.7: Deslocamentos absolutos e de fluência normalizada para vários instantes dos painéis das Fases 4 e 5. 421 Tabela 5.8: Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" do ensaio estático (3P) e diferido (UD). 423 Tabela 5.9: Deslocamentos absolutos e de fluência normalizada para vários instantes dos painéis das Fases 4 e 5. 424 Tabela 5.10: Parâmetros de fluência estimados com base na lei de Findley para os painéis das Fases 4 e 5. 430 Tabela 5.11: Valores do expoente n em vários estudos. 432 Tabela 5.12: Estimativas "exactas" e registos experimentais da extensão  $\mathcal{E}(t)$ , para os painéis no vão de 1.500 mm. 436 Tabela 5.13: Factores de translação vertical e horizontal para aplicação do princípio da sobreposição TSSP. 438 Tabela 5.14: Parâmetros de rigidez estimados com base na lei de Findley para os painéis das Fases 4 e 5. 440 Tabela 5.15: Propostas de factores e coeficientes de fluência para a rigidez "efectiva", função do tempo em anos. 453

#### 6 PONTE PEDONAL COMPÓSITA – S. MATEUS, VISEU

Tabela 6.1: Peso próprio (pp) do tabuleiro da ponte pedonal e dos componentes integrados. 477 Tabela 6.2: Bases e valores de calibração dos modelos de carga (M) para pontes pedonais. 481 Tabela 6.3: Definição dos grupos de carga para a ponte pedonal (valores característicos). 481 Tabela 6.4: Coeficientes de redução ( $\psi$ ) assumidos no projecto da ponte pedonal. 485 Tabela 6.5: Coeficientes de majoração ( $\gamma$ ) assumidos no projecto da ponte pedonal. 485 Tabela 6.6: Propriedades mecânicas dos elementos aplicados no tabuleiro da Ponte Pedonal Compósita. 488 494 Tabela 6.7: Comparativo entre diversas recomendações para os limites dos deslocamentos verticais. Tabela 6.8-a: Contra-flechas e deslocamentos verticais na estrutura metálica de suporte em função do perfil HEB. 503 Tabela 6.8-b: Frequências fundamentais da estrutura metálica por vigamento de perfil-H. 505 Tabela 6.9: Pré-dimensionamento das vigas metálicas aos ELU de resistência e instabilidade (perfis HEB). 506 Tabela 6.10: Posições das linhas neutras para análise elástica da secção com interacção de corte completa e parcial. 516 Tabela 6.11: Parcelas da rigidez de flexão e verificação da segurança aos ELS da secção da viga mista em T,... 518 Tabela 6.12: Frequências naturais numéricas da ponte em função do número de travamentos - Solução A. 519 Tabela 6.13: Valores de cálculo do pré-dimensionamento e verificação da segurança aos ELU da secção... 521 Tabela 6.14: Valores de cálculo do momento último da secção mista efectiva para verificação da segurança aos ELU. 526 Tabela 6.15: Esforços actuantes por elemento singular de cavilha. 531 Tabela 6.16: Definição geométrica da cavilha e da chapa principal. 531 Tabela 6.17: Verificações da segurança aos ELS e ELU das cavilhas e chapas principais dos aparelhos de apoio. 532 Tabela 6.18: Principais parâmetros da acção pedonal, Bachmann e Ammann. 537 Tabela 6.19: Principais características de diversas densidades de fluxos de peões. 539 Tabela 6.20: Amplitude normalizada (coeficiente de Fourier) para a componente vertical da acção pedonal. 543 Tabela 6.21: Modelos de carga vertical para grupos e fluxos de peões segundo diversas recomendações técnicas. 544 Tabela 6.22: Comparação entre classes das pontes e de tráfego, em função da densidade pedonal. 549 Tabela 6.23: Frequências e modos de vibração analíticos para elementos de viga simplesmente apoiados. 550

Tabela 6.24: Factores de amortecimento para diversos tipos de materiais de construção em pontes.	552
Tabela 6.25: Compilação de critérios de segurança (frequência de risco) e de conforto humano (aceleração limite).	556
Tabela 6.26: Constantes para cálculo da aceleração máxima vertical por análise espectral da resposta.	562
Tabela 6.27: Métodos aproximados de cálculo da aceleração máxima vertical referenciados na literatura.	563
Tabela 6.28: Coeficiente geométrico k.	564
<i>Tabela 6.29:</i> Coeficiente geométrico $k_a$ .	564
Tabela 6.30: Propriedades modais dos modelos numéricos do tabuleiro da ponte – Soluções A e B.	565
Tabela 6.31: Frequências fundamentais analíticas e numéricas para as soluções A e B (sem e com guarda).	567
<i>Tabela 6.32:</i> Factores de amortecimento, $\xi$ , identificados em elementos e estruturas compósitas e híbridas.	567
Tabela 6.33: Propriedades do tabuleiro completo da ponte pedonal nas soluções estruturais A e B.	568
Tabela 6.34: Caracterização das situações de projecto – Caso de Projecto 1 e Caso de Projecto 2.	569
Tabela 6.35: Comparativo entre as acelerações verticais registadas no centro (a.1) e na consola (a.2) do tabuleiro	575
Tabela 6.36: Métodos aproximados de cálculo da aceleração máxima vertical referenciados na literatura.	576
Tabela 6.37: Características de massa e frequência do tabuleiro para a Solução B e Caso de Projecto 2.	578
Tabela 6.38: Parâmetros de cálculo da aceleração máxima vertical por análise espectral (Solução B).	579
Tabela 6.39: Taxa de sincronização, em função do fluxo pedonal, do tabuleiro na Solução B e Caso de Projecto 2.	581
Tabela 6.40: Cálculo das acelerações para fluxos de carga do tabuleiro na Solução B e Caso de Projecto 2.	582
Tabela 6.41: Orçamento resumo da obra de construção da Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus.	581
Tabela 6.42: Comparação entre resultados do ensaio de carga (ca. 6,4 tonf) e valores analíticos e numéricos.	604

## A ANEXO – CAPÍTULO 2

Tabela A.1: Características físicas e propriedades mecânicas dos 3 principais tipos de fibras.	A.3
Tabela A.2: Resumo das principais vantagens e desvantagens das fibras de reforço correntes.	A.15

### **B** ANEXO – CAPÍTULO 3

Tabela B.1: Propriedades geométricas da secção transversal assimétrica em relação ao eixo de coordenadas global	. B.6
Tabela B.2: Propriedades geométricas da secção transversal simétrica em relação ao eixo de coordenadas global.	B.6
<i>Tabela B.3:</i> Parâmetros de cálculo da constante de torção $J$ , função do módulo de distorção "efectivo" $G_{ef}$ .	<b>B</b> .10
Tabela B.4: Especificações e espessuras dos provetes ensaiados à perfuração quasi-estática (P.).	B.14
<i>Tabela B.5:</i> Registo das propriedades dinâmicas ( $f \in \xi$ ) dos modos de vibração do painel <i>simples</i> – FDn.1.	B.23
<i>Tabela B.6:</i> Registo das propriedades dinâmicas ( $f \in \xi$ ) dos modos de vibração do painel $hibrido - FDc.2$ .	B.23
<i>Tabela B.7:</i> Termos de influência para fluxos de corte unitários, $\delta_i$ .	B.28
<i>Tabela B.8:</i> Termos de influência para fluxos de corte em "secção aberta", $\delta_{i,o}$ .	B.29
<i>Tabela B.9:</i> Termos simétricos I da integração das funções de flexão modificadas ( $\psi$ ).	B.31

## C ANEXO – CAPÍTULO 4

Tabela C.1: Características geométricas e instrumentação dos módulos de ensaio à flexão transversal.	C.3
Tabela C.2: Características geométricas e instrumentação dos módulos ensaiados à compressão no plano.	C.7
Tabela C.3: Características geométricas e instrumentação dos módulos ensaiados ao corte no plano.	C.8

### D ANEXO – CAPÍTULO 5

Tabela D 1. Modelos mecânicos clássicos: rela	ções constitutivas e funções	s viscoelásticas D	3
<i>Tubetu D.1</i> . Modelos meedineos elassicos. Tela	ções constitutivas e ranções	D.	

### E ANEXO – CAPÍTULO 6

Tabela E.1: Resumo das forças do vento sobre o tabuleiro da ponte pedonal segundo as 3 direcções.	E.8
<i>Tabela E.2:</i> Valores dos parâmetros de percepção k1, k2, k3 e k4.	E.14
Tabela E.3: Massa modal generalizada, acção generalizada e tempo de sintonização.	E.16
Tabela E.4: Identificação modal e respostas máximas para viga simplesmente apoiada.	E.17
Tabela E.5: Parâmetros de métodos de resolução numérica.	E.18
Tabela E.6: Acelerações horizontais registadas a meio vão (a.1) e consola (a.2) do modelo numérico – Solução A.	E.19
Tabela E.7: Acelerações verticais registadas a meio vão (a.1) e consola (a.2) do modelo numérico – Solução B.	E.20
Tabela E.8: Registos topográficos nos guarda-corpos de montante e de jusante da ponte pedonal.	E.23

# EDIÇÃO

#### Este documento foi editado em Times New Roman

(tamanho 11 e espaçamento 1,5)

O corpo do texto é constituído por sete Capítulos (1–7) e cinco Anexos (A–E), e inclui 566 Figuras e 138 Tabelas. As referências bibliográficas são descritas por capítulo. A tese foi escrita de acordo com o antigo acordo ortográfico. *Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus* designa a obra de "Construção de Ponte Pedonal Híbrida Compósita – Parque da Feira de São Mateus, Viseu".

# NOTAÇÃO

AASHTO	American Association of State Highway and Transportation Officials
AFRP	aramid fibre reinforced polymer
ASTM	American Society of Testing and Materials
BS	British Standard
CEN	Comité Européen de Normalisation
CFRP	carbon fibre reinforced polymer
CMV	Câmara Municipal de Viseu
CV	coeficiente de variação
EF	elemento finito
ELS	estados limites de serviço
ELU	estados limites últimos
DP	desvio padrão
FFT	fast fourier transform
FRP	fibre reinforced polymer
GFRP	glass fibre reinforced polymer
HIVOSS	Human Induced Vibrations of Steel Structures
ISO	International Organization for Standardization
IST	Instituto Superior Técnico
LC	Laboratório de Construção
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais
OHBDC	Ontario Highway Bridge Design Code
RMS	root mean squared
SÉTRA	Service d'Études Techniques des Routes et Autoroutes
SRU	Sociedade de Reabilitação Urbana
SYNPEX	Advanced load models for synchronous pedestrian excitation and optimised design guidelines for steel foot bridges
TML	Tokyo Sokki Kenkyujo Co., Ltd.

# CAPÍTULO 1

# INTRODUÇÃO

INTRODUÇÃO	
1.1.1 DEFINIÇÃO DO CONCEITO: COMPÓSITO	3
1.1.2 ENQUADRAMENTO E IMPORTÂNCIA DO TEMA	3
1.1.3 INVESTIGAÇÕES ANTECEDENTES NO TEMA	6
<b>O</b> BJECTIVOS E METODOLOGIAS DO TRABALHO	7
PUBLICAÇÕES CIENTÍFICAS	11
ESTRUTURA DA TESE	12
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	15
	INTRODUÇÃO 1.1.1 DEFINIÇÃO DO CONCEITO: <i>COMPÓSITO</i> 1.1.2 ENQUADRAMENTO E IMPORTÂNCIA DO TEMA 1.1.3 INVESTIGAÇÕES ANTECEDENTES NO TEMA OBJECTIVOS E METODOLOGIAS DO TRABALHO PUBLICAÇÕES CIENTÍFICAS ESTRUTURA DA TESE REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

#### 1.1 INTRODUÇÃO

Na invenção e criação de materiais compósitos, cientistas e engenheiros têm vindo a desenvolver criteriosamente combinações de vários tipos de materiais, tais como metais, cerâmicos e polímeros, de forma a produzir uma nova geração de materiais considerados de excelência. A importância primordial dos compósitos em diversas áreas da engenharia, mais especificamente nas aplicações construtivas no âmbito da engenharia civil, revê-se no facto de na combinação de dois ou mais materiais distintos, se poder obter um material compósito cujas propriedades (mecânicas, físico-químicas, térmicas, etc.) sejam superiores ou melhores, em alguns aspectos, às propriedades de cada um dos componentes individualizados. Pretende-se que a incorporação das várias propriedades e consequente conjugação sinergética dos constituintes que formam um compósito dotem este tipo de material – *compósito* – de características de rigidez e resistência de alto ou elevado desempenho, quer sob condições normais, quer sujeito às mais adversas situações ambientais [1.1,1.2].

#### 1.1.1 DEFINIÇÃO DO CONCEITO: COMPÓSITO

Etimologicamente, a palavra *compósito* significa composto, *i.e.*, qualquer coisa formada por partes ou constituintes diferentes **[1.3]**. Actualmente, ainda existe alguma objecção em atribuir uma definição precisa e concisa sobre o que é um material compósito, estando o conceito associado à inerente análise dimensional pretendida e respectivo campo de aplicação em engenharia. Em termos gerais, um material compósito é geralmente entendido como um material cujos constituintes se distinguem à escala microscópica da composição estrutural, ou preferencialmente à escala da macroestrutura. No contexto do presente trabalho, adopta-se, de acordo com a generalidade da bibliografia técnica, a seguinte definição actual para o conceito de

*Material Compósito* Todo o material multifase resultante de uma mistura ou combinação artificial de dois ou mais, micro ou macro, constituintes (fases), que diferem na forma e na composição química e que, na sua essência, são insolúveis uns nos outros [1.3].

#### 1.1.2 ENQUADRAMENTO E IMPORTÂNCIA DO TEMA

Os pultrudidos de GFRP (*Glass Fibre Reinforced Polymer*) são materiais compósitos formados numa matriz de base polimérica, em geral de poliéster ou viniléster, reforçada com fibra de vidro. Os materiais poliméricos reforçados com fibras – FRP (*Fibre Reinforced Polymer*), nos quais se incluem os GFRP, constituem uma classe de materiais com um elevado potencial em múltiplas áreas, pelo facto de poderem ser fabricados à medida das necessidades, apenas com alteração da natureza ou configuração dos seus constituintes e processos de fabrico. Ao longo dos últimos tempos, sobretudo a partir das duas

grandes Guerras Mundiais, são vários os sectores de aplicação que têm recorrido aos materiais compósitos FRP [1.4]. A Figura 1.1 ilustra as principais áreas de aplicação dos materiais FRP que, para competir com as soluções mais convencionais, têm que provar elevados níveis de desempenho, sobretudo em termos económicos. Verifica-se que a indústria da construção assume uma posição de relevo com uma quota de mercado de 13% (4º lugar), sendo que o maior campo de aplicação corresponde à indústria dos transportes [1.5].



Figura 1.1: Campos de aplicação dos materiais FRP. Adaptado [1.5]

A utilização de materiais FRP na área da engenharia civil tem sofrido um forte crescimento nas últimas duas décadas, quer como material de construção por si só, quer em combinação com materiais tradicionais (*e.g.*, betão, aço e madeira). Algumas das suas propriedades, nomeadamente a elevada resistência associada à sua reduzida densidade, são responsáveis pelo crescente interesse nas mais diversas vertentes do sector da construção, incluindo a reabilitação e reforço de estruturas, tanto de pontes como de edifícios [1.6,1.7]. Apesar dos custos iniciais da produção de componentes FRP serem superiores aos correspondentes de betão e aço, os custos de instalação e manutenção são bastante reduzidos, verificando-se que muitas das aplicações em FRP acabam por ser mais rentáveis que soluções convencionais equivalentes. A eficiência dos FRP deve-se à optimização estrutural das peças a produzir devido à redução das quantidades dos materiais e à possibilidade de integração entre elas, quanto à forma e função, com reduzidos tempos e custos de fabricação e montagem [1.6-1.9].

Tal como sucedido nos materiais FRP, as primeiras aplicações de elementos pultrudidos<sup>1</sup> de GFRP na construção resumem-se a componentes sem função estrutural. Porém, o bom comportamento observado nesse tipo de elementos, associado às suas características não mecânicas, motivou ao longo dos tempos o desenvolvimento de novas formas estruturais para a construção primária, conferindo-lhes proprieda-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Elementos pultrudidos - peças fabricadas por processo da *pultrusão* (extrusão em contínuo sob tracção).

des únicas que os materiais convencionais não atingem. A aposta dos pultrudidos de GFRP no sector da construção deve-se, sobretudo, à sua capacidade de se ajustarem às mais diversas especificações de ordem estrutural, sobre as quais se têm imposto requisitos mais exigentes para as construções: as elevadas relações entre a resistência (e rigidez) e a densidade, a boa resistência à corrosão e à fadiga, a durabilidade em ambientes agressivos, a transparência electromagnética e a facilidade de aplicação em obra [1.10,1.11].

Ao longo dos últimos anos, têm-se intensificado desenvolvimentos importantes nos Estados Unidos da América (EUA), na Europa e na Ásia, em termos de produção de novas peças estruturais em GFRP [1.12-1.15], em resultado do bom comportamento em serviço de diversos exemplos iniciados na década de 90 [1.16]. Constituídos por um material alternativo e promissor, esses elementos têm sido aplicados, cada vez mais, quer na construção de pontes novas, quer na reabilitação de tabuleiros antigos [1.17]. Da parceria com alguns centros de investigação (I&D), é reconhecido actualmente um número considerável de fabricantes a desenvolver perfis de secção melhorada e painéis pré-fabricados de secção tipo sanduíche e multicelular (modular) para aplicação em pontes, de forma a competir com os materiais tradicionais [1.18,1.19].

Perante as potenciais vantagens das mais recentes formas estruturais, muito em parte associadas à préfabricação, os sistemas pré-fabricados de laje em GFRP têm-se revelado uma excelente alternativa na substituição de tabuleiros degradados, como por exemplo na rede viária dos EUA [**1.16**]. Segundo uma publicação de 2013 da associação ASCE<sup>1</sup>, previa-se que, em 1998, quase 30% das pontes estariam estruturalmente obsoletas (estimando-se um custo anual de 10,6 biliões de dólares para eliminar todas as deficiências num período de 20 anos) [**1.19**]. Em 2007, a superfície total de tabuleiros de pontes compósitas instaladas na Coreia do Sul foi de 13.000 m<sup>2</sup>, superando a implantada nos EUA (8.000 m<sup>2</sup>) [**1.14,1.21**].

Apesar das formas melhoradas e mais adaptativas das novas secções em GFRP face às dos elementos pioneiros, têm subsistido alguns aspectos técnicos que têm dificultado a aceitação dos sistemas préfabricados em aplicações estruturais de maior escala. As limitações de ordem estrutural dos painéis de laje, como a elevada deformabilidade e a susceptibilidade a fenómenos locais nas paredes finas, condicionam a arquitectura das suas secções laminadas e, consequentemente, o vão transversal dos tabuleiros totalmente compósitos ou híbridos (estrutura de suporte em aço ou betão) **[1.17,1.19]**. Em paralelo, a viabilidade das técnicas de ligação quer ao nível da assemblagem entre painéis, quer da forma de conexão a uma estrutura de suporte, por exemplo do tipo vigada, contribuem para que a sua aplicação em pontes de maior vão seja, por vezes, posta em causa **[1.15,1.22]**. Independentemente da natureza da estrutura de suporte, a disposição transversal dos sistemas de laje segundo o eixo longitudinal de uma ponte constitui um aspecto importante a ter em conta na análise do comportamento global de um tabu-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> ASCE – American Society of Civil Engineers.

leiro misto. Tal facto está relacionado com o modo de funcionamento dos painéis de laje na sua direcção "fraca", associado à reduzida rigidez transversal devido ao seu próprio carácter anisotrópico (quer material, quer estruturalmente) [1.15-1.19]. A preocupação com o comportamento das estruturas para tempos bastantes dilatados, legitimada por algumas aplicações internacionais em serviço há mais de três décadas [1.23], reveste-se de igual importância na concepção do projecto de pontes compósitas – onde os efeitos diferidos por fluência nos elementos de laje representam também um problema muito pouco estudado até hoje [1.20]. Também as mais recentes investigações em tabuleiros reais, de natureza compósita, têm demonstrado a importância dos efeitos dinâmicos sob indução vária. Aqueles efeitos são apontados como sendo devidos à reduzida densidade do material compósito, também consequente da elevada flexibilidade do conjunto estrutural [1.24], à semelhança do que sucede em determinadas tipologias de pontes convencionais, nomeadamente metálicas.

#### 1.1.3 INVESTIGAÇÕES ANTECEDENTES NO TEMA

A presente tese surge na sequência da dissertação de mestrado [1.20] desenvolvida pelo autor em 2007, no Instituto Superior Técnico (IST), no âmbito do comportamento mecânico e estrutural de elementos em FRP, em geral, e de elementos pultrudidos de GFRP, em particular. O referido documento permitiu complementar os escassos estudos desenvolvidos à data pela comunidade científica portuguesa sobre pultrudidos de GFRP com aplicação na construção, nomeadamente o trabalho elaborado por **Correia** [1.11,1.25]. Nesse contexto, a investigação inicialmente desenvolvida pelo autor centrou-se essencialmente no elemento de viga em GFRP, submetido a flexão, e em dois dos maiores problemas decorrentes da sua aplicação construtiva: (i) a susceptibilidade aos fenómenos de instabilidade, inerente às características do material laminado e à geometria das respectivas secções, e (ii) o efeito de fluência associada à natureza viscoelástica das resinas poliméricas do material pultrudido. Relativamente ao último ponto, o estudo associou-se também aos progressos alcançados no seguimento do trabalho desenvolvido no Instituto de Engenharia Mecânica e Gestão Industrial (INEGI), no âmbito do comportamento viscoelástico de materiais compósitos de FRP [1.26]. Para além disso, o estudo compreendeu uma vasta revisão da literatura, em particular em cada um daqueles tópicos e, em geral, no domínio dos FRP.

Naquela dissertação, ficou também demonstrada a importância de se abordarem os elementos de laje em GFRP, perante as mais diversas aplicações recentes em tabuleiros a nível internacional, nomeadamente de pontes pedonais. Foram sublinhadas as vantagens da utilização de painéis pultrudidos préfabricados com secção multicelular na construção de tabuleiros híbridos, muito em parte associadas à leveza da superstrutura e facilidade construtiva. Nesse sentido, foi dado um especial destaque à necessidade de aprofundar alguns conhecimentos ainda pouco desenvolvidos, como o comportamento mecânico à flexão dos painéis, sobretudo a longo prazo, a par das técnicas de ligação envolvidas na execução dos tabuleiros. Foi ainda abordada a interpretação que deve ser tida em conta acerca da interacção de corte na secção mista (a dois níveis) no comportamento global de um sistema vigado (perfil de aço/betão – painel multicelular de GFRP). Em particular, ficou a sugestão de uma acção compósita completa entre as partes constituintes do sistema, não só por reduzir a deformabilidade do conjunto, mas também por aligeirar a capacidade resistente exigida à estrutura de suporte e, por consequência, os custos finais de produção. Nesse contexto, a ligação na interface deverá garantir um funcionamento na laje modular a actuar como banzo de compressão (ou tracção) numa viga mista, para que este género de aplicações seja competitivo comparativamente às soluções mistas convencionais.

#### 1.2 OBJECTIVOS E METODOLOGIAS DO TRABALHO

O objectivo fundamental desta tese consistiu no estudo de painéis de laje multicelulares pultrudidos, com aplicação construtiva em tabuleiros de pontes, com resultado especial na construção da primeira ponte pedonal compósita aço – GFRP, existente em Portugal, *vd*. Fig. 1.2. Face à importância do estado da arte, reconhecida anteriormente na dissertação do autor [1.20], o presente estudo prosseguiu na análise do comportamento de um painél de laje pré-fabricado, relativo a um sistema modular específico<sup>1</sup> de secção multicelular, com encaixe vertical por pressão nas suas extremidades de ligação – *snap-fit* [1.21].



Figura 1.2: Vista geral da Ponte Pedonal Compósita implantada no parque da Feira de S. Mateus, Viseu (2013).

Tratando-se de um tema de investigação praticamente inexistente em Portugal, pretendeu-se desta forma dar continuidade aos trabalhos nacionais antecedentes no âmbito da utilização de pultrudidos de GFRP na construção [1.11,1.20,1.25]. Tal situação, em parte associada à investigação ainda recente a nível internacional, também é devida ao facto da utilização destes elementos em estruturas primárias se

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> DELTA DECK<sup>TM</sup> SF.75.L – sistema de painel comercializado pela empresa *Kookmin Composite Infrastructure* (Coreia do Sul).

encontrar limitada por alguns dos aspectos técnicos anteriormente sintetizados, a par de outros de cariz menos técnica como a falta de confiança no desenvolvimento de projectos e no custo de soluções compósitas em geral (custo de obra e de ciclo de vida).

Os aspectos até aqui enquadrados reforçaram um interesse acrescido na temática da tese, tendo-se optado por desenvolver o trabalho de um modo transversal sobre esses pontos lacunares na comunidade científica, em detrimento de uma maior profundidade, ou exclusividade, no elemento de laje. A extensão do estudo deveu-se também à oportunidade de analisar um protótipo de uma ponte pedonal compósita, instalada *in situ*, com um comprimento total de 13,6 m (vão de 13,3 m e largura de 2,5 m), *vd*. Fig. 1.2. O seu estudo, concepção e projecto, enquanto partes integrantes deste documento, culminaram na sua construção sobre o rio Pavia, na cidade Viseu, durante o período de elaboração da tese. A obra resultou de um acordo de colaboração com a Viseu Novo – Sociedade de Reabilitação Urbana (SRU) e a Câmara Municipal de Viseu (CMV). Esta instalação urbana, no ano de 2013, representa a primeira e única passagem pedonal compósita do género implantada até à data em território nacional.

Perante o exposto, a tese foi desenvolvida segundo os seguintes eixos principais de investigação, encerrada por um último referente à análise, concepção e obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita*:

- 1. Comportamento mecânico e estrutural do painel multicelular de GFRP;
- 2. Comportamento transversal do painel e desempenho das ligações;
- 3. Fluência do painel multicelular de GFRP;
- 4. Obra: Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus Viseu.

Em relação ao primeiro eixo – *comportamento mecânico e estrutural do painel multicelular de GFRP*, foram definidos os seguintes objectivos:

- Caracterizar o material pultrudido da secção multicelular (laminados e células), incluindo o comportamento dos banzos à perfuração *quasi* estática;
- Analisar o comportamento estático e dinâmico do painel à flexão, na direcção da pultrusão.

Numa primeira abordagem, procurou-se estabelecer as propriedades do material pultrudido (médias, características e de cálculo), bem como as propriedades de rigidez equivalentes (efectivas) das paredes laminadas da secção. A caracterização mecânica do material foi efectuada por via experimental, enquanto as segundas propriedades foram derivadas das primeiras, simplificadamente, com base na teoria CLT<sup>1</sup>. Complementou-se aquela caracterização material ao nível da secção celular do painel, recorrendo a um curto programa de ensaios à compressão na direcção longitudinal e perpendicular ao plano do painel.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CLT – do inglês, *Classical Laminated Theory*.

De interesse específico para o protótipo, foi conduzida uma investigação experimental sobre a avaliação do comportamento dos banzos à perfuração estática. Após resumo bibliográfico sobre procedimentos de análise de painéis de laje submetidos em flexão, foi levada a cabo uma extensa campanha experimental ao nível do painel individual (*referência* e *híbrido*)<sup>1</sup> solicitado na sua direcção principal, mediante a realização de ensaios estáticos e dinâmicos à flexão. Os primeiros tiveram por objectivo avaliar o comportamento em serviço e à rotura, em particular as propriedades de rigidez ("aparentes" e "efectivas") do painel para várias condições de ensaio. Os segundos tiveram por finalidade identificar as propriedades dinâmicas dos painéis (frequência e amortecimento). Por fim, a investigação experimental foi complementada por formulações analíticas e simulações numéricas que permitiram uma melhor compreensão do comportamento do painel, sobretudo em serviço, visando a componente de rigidez de corte (factor de **Timoshenko**), de maior dificuldade de avaliação tendo em conta a natureza multicelular da secção.

No segundo eixo – *comportamento transversal do painel e desempenho das ligações*, foram estabelecidos os seguintes objectivos:

- Avaliar o desempenho das ligações ao nível do painel: painel GFRP painel GFRP, associado a estados de flexão, de compressão e de corte no plano do painel segundo a sua direcção transversal;
- Quantificar a resistência e a rigidez de várias tipologias de ligação ao nível do sistema: perfil de aço – painel de GFRP (conexão de corte de viga mista, com solução adesiva não convencional reforçada por cravação fulminante).

Numa primeira parte, pretendeu-se efectuar um levantamento das técnicas mais recentes de execução de ligações em tabuleiros pré-fabricados de GFRP, em função da escala ou conexão dos elementos a interligar, com clara preferência para os métodos de ligação ao nível do sistema: painel – estrutura de suporte. Em seguida, foram desenvolvidas investigações experimentais ao nível da ligação entre painéis, considerando o modo característico dessa interligação (*snap-fit*). Procurou-se avaliar o seu desempenho para várias configurações celulares do painel e tipologias de conexão (geométrica e adesivas de poliuretano e epoxídico), para carregamentos à flexão, à compressão e ao corte no plano do painel, segundo a direcção secundária – transversal ao painel correspondente à direcção longitudinal do tabuleiro formado pela associação sucessiva de painéis. Subsequentemente, foram desenvolvidos modelos numéricos representativos dos painéis modulares ensaiados apenas na situação corrente da secção celular. Estes tiveram por intuito confirmar o comportamento em mecanismo de Vierendeel do painel celular, bem como as propriedades de rigidez transversal obtidas dos ensaios, também estas derivadas de uma breve abordagem analítica. Neste último aspecto, foi igualmente importante a validação do grau de interacção de corte parcial, reconhecido ao nível do núcleo celular (almas), entre banzos de um painel desta natureza, por

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Painel *referência* – painel de secção multicelular original (núcleo vazio).

Painel híbrido - painel de secção multicelular modificada por preenchimento do núcleo com espuma de poliuretano expansível.

efeito de esforço rasante na secção. O conjunto das análises permitiu sintetizar a caracterização do painel na direcção transversal, idealizada através de modelos constitutivos simplificados.

Por último, o estudo das ligações foi concluído com um programa de ensaios de conexão de corte ao nível do sistema vigado misto: perfil de aço – painel GFRP, em várias tipologias de ligação, de modo a caracterizar mecanicamente cada ligação ensaiada e a solução a adoptar no protótipo da ponte. Em termos mecânicos, procurou-se testar a viabilidade de uma solução prática de ligação por cravação fulminante, em detrimento das habituais por soldadura de conectores.

Para o terceiro eixo - *fluência do painel multicelular de GFRP*, foram fixados os seguintes objectivos:

- Abordar de forma extensiva as teorias de viscoelasticidade em materiais FRP, em particular por via de representações mecânicas e empíricas de caracterização da fluência (linear e não linear);
- Efectuar uma compilação das principais investigações e linhas directrizes de referência no tema sobre a fluência em elementos de GFRP, de função estrutural uni, bi e tridimensional;
- Estudar o comportamento à fluência do painel de GFRP, com base em previsões analíticas resultantes de modelações empíricas ajustadas de uma série de resultados experimentais.

Após a revisão das formulações viscoelásticas aplicáveis aos materiais FRP em geral, procurou-se recolher as investigações mais relevantes de outros autores no âmbito específico da fluência em pultrudidos de GFRP. Com essa súmula, pretendeu-se mostrar a fraca expressão que o tema detém nos elementos de laje em GFRP (à escala real), estando os estudos realizados até à data bastante concentrados ao nível do laminado. Subsequentemente, mediante uma análise comparativa das indicações normativas e referenciais no tema, procurou-se consubstanciar a falha mencionada a par de uma falta de informação técnica consistente sobre os efeitos diferidos nos pultrudidos de GFRP, em geral.

O estudo da fluência no painel focou-se, numa primeira parte, numa caracterização experimental realizada à sua escala individual, tendo-se submetido vários painéis em flexão a carregamento uniformemente distribuído múltiplo da carga regulamentar prevista para pontes pedonais (5 kN/m<sup>2</sup>). A campanha foi processada em várias fases, de modo a ter em conta a resposta do painel, em regime linear, para (i) vários níveis de tensão aplicados e (ii) diversas configurações de vão de ensaio. Do primeiro ponto anterior, pretendeu-se modelar empiricamente (lei de **Findley**) as funções de fluência obtidas dos ensaios, de modo a simular o comportamento a longo prazo do painel para qualquer nível de carga. Do segundo ponto, estimaram-se empiricamente módulos viscoelásticos de flexão e de corte "efectivos" à escala do painel, a partir dos quais se propuseram expressões práticas para aferição dos coeficientes de fluência (rigidez). Foi também objectivo efectuar uma previsão analítica das deformações para tempos dilatados. Para o último eixo da tese – *Ponte Pedonal Compósita*, foram definidos objectivos enquadrados na análise, concepção e construção do protótipo da ponte pedonal. Após referência inicial à solução da *proposta*, a concepção da ponte compreendeu a descrição dos elementos de base ao projecto e um prédimensionamento dos seus principais elementos constituintes, cumprindo requisitos regulamentares. Propuseram-se métodos de análise da secção mista, considerando diferentes níveis de interacção de corte ao nível do núcleo celular do painel de laje, sob verificação de uma acção compósita completa entre o vigamento de aço e o painel de GFRP. Seguidamente, pretendeu-se aprofundar esse dimensionamento, através de um estudo completo sobre o comportamento global do tabuleiro, que incluiu análises estáticas lineares, de estabilidade e dinâmicas por elementos finitos. Em particular, os efeitos dinâmicos por indução transeunte no tabuleiro foram avaliados em pormenor com base em metodologias analíticas de cálculo das acelerações máximas de diverso grau de aproximação. Esta análise foi sustentada por um levantamento da literatura geral sobre a temática, particular às pontes pedonais convencionais, já que, presentemente, são quase inexistentes os conteúdos acerca dos tabuleiros compósitos. Atendendo ao trabalho antecedido na tese, foi intenção apoiar parte das análises envolvidas no dimensionamento e verificação da segurança do projecto da ponte nos resultados dos ensaios experimentais.

#### 1.3 PUBLICAÇÕES CIENTÍFICAS

Das investigações realizadas no âmbito do desenvolvimento da presente tese resultaram as seguintes principais publicações científicas (internacionais e nacionais) produzidas até à data:

- Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2011); "Creep behaviour of pultruded GFRP elements Part 1: Literature review and experimental study". *Composite Structures*, 93(10): 2450–2459. (*11 citações*).
- Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2011); "Creep behaviour of pultruded GFRP elements Part 2: Analytical study". *Composite Structures*, 93(9):2409–2418. (2 *citações*).
- Prémio *Eng.<sup>a</sup> Cruz Azevedo* 2012 da APAET (Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões), referente ao artigo: E Tomás, MF Sá, JR Correia, AM Gomes, NP Silvestre (2012);
  "Comportamento estrutural em flexão de painéis multicelulares pultrudidos de GFRP com aplicação em tabuleiros de pontes pedonais". *Mecânica Experimental* APAET, LNEC, 21:51–63.
- Sá MF, Correia JR, Silvestre NP, Gomes AM (2012); "Experimental evaluation of the performance of pultruded deck panels for footbridge applications". CICE 2012 *The 6<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*, 13-15 June, Rome, Italy.
- Garrido MA, Correia JR, Branco FA, Sá MF (2012); "Creep behaviour of GFRP sandwich panels with PU foam cores for civil engineering structural applications". CICE 2012 *The 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering*, 13-15 June, Rome, Italy.

- Branco F, Correia JR, Gonilha J, Sá MF, Garrido M (2012); "Materiais Estruturais Compósitos Aplicações em GFRP". 22<sup>a</sup> Jornadas Argentinas de Ingeniería Estructural – AIE, 5–7 de Setembro, Buenos Aires.
- Sá MF, Correia JR, Gomes AM, Silvestre NP (2012); "Painéis Multicelulares Pultrudidos de GFRP para Aplicação em Tabuleiros de Pontes Pedonais. Estudo Experimental e Concepção de uma Ponte Pedonal". 4º Congresso Nacional de Construção 2012 – DEC-FCTUC, 18-20 de Dezembro, Coimbra.
- Correia JR, Sá MF, Gonilha J, Almeida I, Branco F, Garrido M (2011); "Pontes em plásticos reforçados com fibras (FRP) e em betão FRP". 1<sup>a</sup> Jornadas Materiais na Construção JMC2011, 6 de Abril, Porto.
- Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2010); "Comportamento à fluência em flexão de elementos pultrudidos de GFRP – Parte 1: Estudo experimental". In Acta do 1º Encontro Nacional de Materiais e Estruturas Compósitas – ENMEC2010, 6–8 de Setembro, Porto.
- Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2010); "Comportamento à fluência em flexão de elementos pultrudidos de GFRP Parte 2: Estudo analítico". In *Acta do 1º Encontro Nacional de Materiais e Estruturas Compósitas* ENMEC2010, 6–8 de Setembro, Porto.

#### **1.4 ESTRUTURA DA TESE**

No que diz respeito à organização deste trabalho, foi adoptada a seguinte estrutura:

- Capítulo 1 constitui a presente introdução de abordagem ao tema.
- Capítulo 2 contém o estado da arte sobre os elementos pultrudidos de GFRP, com aplicação na construção nova e reabilitação de estruturas. É efectuada uma síntese das suas características gerais, incluindo o processo de fabrico (pultrusão), as propriedades típicas (mecânicas e físicas) e as vantagens e os inconvenientes da sua utilização. É dado destaque aos elementos da nova geração, em particular aos painéis de laje pré-fabricados para aplicação em tabuleiros sistemas *sanduíche* e *multicelular*. São descritas as áreas de aplicação estrutural dos elementos de GFRP, com relevo nas aplicações em pontes rodoviárias e, sobretudo, pedonais. São ainda discutidos alguns aspectos relacionados com a viabilidade da aplicação futura destes sistemas pré-fabricados no sector da construção.
- Capítulo 3 numa primeira parte, são tecidas considerações iniciais acerca das características geométricas do painel de estudo "original", a par de outras relevantes como a arquitectura interna dos laminados da secção e o acabamento final do produto. São descritos todos os materiais secundários empregues nos trabalhos experimentais (adesivos, espumas e ligantes), seguindo-se um planificação global dos ensaios executados e terminologias aplicadas ao longo do documento. Posteriormente, são apresentadas as propriedades mecânicas do material laminado, resultantes de uma caracteriza-

ção experimental, a par dos respectivos valores característicos e de cálculo, de acordo com indicações normativas para o efeito. Neste mesmo tópico, são ainda estabelecidas as propriedades de rigidez equivalentes dos laminados por aplicação simplificada da teoria CLT. A caracterização prossegue ao nível da secção celular, através da realização de ensaios à compressão na direcção longitudinal e perpendicular ao plano do painel. Por fim, a caracterização é finalizada pela avaliação experimental do comportamento à perfuração estática do material laminado dos banzos (simples e ligado às almas). A parte final do capítulo refere-se ao estudo do comportamento estrutural a curto prazo do painel de laje em estudo (na sua variante *referência* e *híbrida*), para solicitações em flexão na direcção principal. São analisados uma série de resultados experimentais relativamente ao comportamento estático do painel, em serviço e à rotura, e à identificação das suas propriedades dinâmicas características. Analisam-se as constantes elásticas "efectivas", com destaque para a variabilidade da rigidez de corte. Por fim, são aplicadas formulações analíticas, em especial uma que foi desenvolvida de modo a confrontar a rigidez de corte obtida dos ensaios. Este mesmo tópico é reforçado por meio de simulações numéricas do painel, recorrendo a análises estáticas lineares, além de outras geometricamente não lineares, de estabilidade e de vibração para cumprir os objectivos pretendidos.

Capítulo 4 – inicialmente, são abordadas as técnicas mais recentes de execução de ligações em tabuleiros pré-fabricados de GFRP, a vários níveis de conexão, incluindo ligações de guarda-corpos e de guardas de segurança. De seguida, apresentam-se as investigações experimentais relativas às ligações do painel em estudo, a dois níveis: (i) painel - painel (ligação snap-fit,) e (ii) perfil de aço painel GFRP (conexão mista). No primeiro ponto (i), apresenta-se a caracterização mecânica do painel na sua direcção transversal, à flexão, à compressão e ao corte no plano, sendo também avaliada a influência de várias configurações celulares da secção e tipologias de ligação (geométricas e adesivas) nas solicitações referidas. Em paralelo, é também avaliado o efeito da hibridização do painel por preenchimento do seu núcleo com espuma de poliuretano. Posteriormente, são apresentados modelos numéricos que permitiram simular o comportamento em serviço observado nos ensaios, com interesse acrescido na validação das propriedades de rigidez na direcção transversal, tendo em conta a flexibilidade de corte no núcleo celular. Este último aspecto foi reforçado por uma formulação analítica específica. A caracterização é resumida em termos de modelos constitutivos do comportamento característico. No segundo ponto (ii), são analisados os resultados de ensaios de conexão de corte, realizados segundo três tipologias de ligação (adesiva, conectores e mista), com particular destaque para uma solução mecânica assegurada por cravação com fulminantes de conectores de cabeça roscada. Neste âmbito, são realçadas as mais-valias desta solução face a outros procedimentos de conexão convencional em sistemas mistos. As capacidades de resistência e de rigidez de cada tipo de conexão foram resumidas, permitindo extrair um conjunto de resultados e conclusões sobre a solução de ligação adoptada na Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus.

- **Capítulo 5** refere-se ao estudo da fluência em elementos pultrudidos de GFRP, em especial no  $\geq$ que respeita ao painel multicelular em estudo. Numa primeira parte, é exposta uma revisão das teorias da viscoelasticidade em materiais FRP, em geral, com maior interesse na caracterização do fenómeno da fluência, quer por leis empíricas, quer por modelos mecânicos. De seguida, descreve-se o estado da arte relativo às investigações conduzidas por diversos autores, com relevância em perfis, painéis de laje e estruturas GFRP. Esta revisão é acompanhada por um estudo comparativo das indicações normativas e de referência sobre o assunto. Na última parte do capítulo, é analisado o comportamento à fluência do painel, com apresentação de um conjunto de resultados de ensaios à flexão, realizados para uma combinação de vãos e níveis de carregamento uniformemente distribuído (duração máxima, ca. 4.200 horas - 6 meses). São derivadas expressões para a previsão das deformações a longo prazo, independentemente do nível de tensão (regime linear), com base em modelações empíricas. Na mesma óptica, são também modeladas as constantes viscoelásticas "aparentes" e "efectivas" à escala do painel, tendo como principal resultado uma formulação síntese para a avaliação dos factores de normalização e coeficientes de fluência (rigidez). É realçada a influência da deformabilidade por corte diferida na deformação total a longo prazo por fluência.
- Capítulo 6 inicia com um enquadramento da obra de construção da Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus, da qual se incluem as seguintes considerações gerais: localização, condicionamentos, concepção e descrição da proposta. De seguida, são detalhados os elementos de base ao projecto e as metodologias de cálculo e análise do tabuleiro. É verificada a segurança do painel de laje e efectuado o pré-dimensionamento dos principais componentes da ponte aos ELS e ELU, do qual resultou uma primeira solução para o vigamento misto. Posteriormente, é verificada a segurança da viga mista, com base em métodos de análise elástica e de resistência última da secção crítica, atendendo a dois níveis de interacção de corte na secção: entre materiais (aço-GFRP) e entre banzos do painel. Subsequente a estas análises particularizadas, segue-se a avaliação dos efeitos dinâmicos no tabuleiro à indução humana, quer por acção de um peão e grupos reduzidos quer por fluxos de peões. Para estes casos, são calculadas as acelerações máximas e verificados os níveis de conforto humano - prédefinidos de acordo com as metodologias referenciadas da série de recomendações previstas para a avaliação dinâmica de estruturas de pontes. As análises foram complementadas por simulações numéricas do tabuleiro, incluindo a parametrização de alguns efeitos mais destacados no seu comportamento global. Por fim, o capítulo encerra com uma descrição da obra realizada, desde o seu processo construtivo, com montagem parcial em fábrica e instalação in situ, até à sua recepção provisória. São ainda descritos os resultados de ensaios de carga realizados antes da sua abertura ao público.

Capítulo 7 – conclusões do trabalho e sugestões de linhas para o seu desenvolvimento futuro.

Por último, são apresentados os Anexos A–E, associados aos respectivos **Capítulos 2–6**, onde constam diversas informações complementares à apresentada no corpo do presente documento de tese.

#### 1.5 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [1.2] Daniel IM, Ishai O (1994); "Engineering mechanics of composite materials". *Oxford University Press*, New York.
- [1.3] Barbero EJ (1998); "Introduction to composite materials design", *Taylor & Francis*, Philadelphia.
- [1.4] Smith WF (1998); "Princípios de ciência e engenharia dos materiais". *McGraw-Hill*, Lisboa.
- [1.5] Bakis CE, Bank LC, Brown V, Cosenza E, Davalos JF, Lesko JJ, Rizkalla S, Triantafillou T (2002); "Fiber reinforced polymer composites for construction: state-of-the-art review". *Journal of Composites for Construction*, 6(2):73–87.
- [1.6] Cabral-Fonseca S (2005); "Materiais compósitos de matriz polimérica reforçada com fibras usados na engenharia civil: Características e aplicações". *Informação Técnica Científica – Materiais de Construção* (ITMC 35), LNEC, Lisboa.
- [1.7] Pendhari SS, Kant T, Desai YM (2008); "Application of polymer composites in civil construction: a general review". *Composite Structures*, 84:114–124.
- [1.8] Hollaway LC (2010); "A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties". *Construction and Building Materials*, 24:2419–2445.
- [1.9] Karbhari VM, Zhao L (2000); "Use of composites for 21<sup>st</sup> century civil infrastructure". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 185:433–454.
- [1.10] Keller T (1999); "Towards structural forms for composite fibre materials". *Structural Engineering International*, 9(4):297-300.
- [1.11] Karbhari VM, Seible F (1999); "Fiber reinforced polymer composites for civil infrastructure in the USA". *Structural Engineering International*, 9(4):274–277.
- [1.12] Correia JPRR (2004); "Perfis pultrudidos de fibra de vidro (GFRP). Aplicação de vigas mistas GFRP – betão." *Dissertação de Mestrado em Construção*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [1.13] Keller T (2001); "Recent all-composite and hybrid fibre-reinforced polymer bridges and buildings". *Progress in Structural Engineering and Materials*, 3:132–140.
- [1.14] Karbhari VM (1998); "Use of composites materials in civil infrastructure in Japan". *WTEC Monograph*, Washington DC: National Science Foundation (internet).
- [1.15] Lee SW, et al. (2010); "Current and future applications of glass fibre reinforced polymer decks in Korea". *Structural Engineering International*, 20(4):405–408.
- [1.16] Gurtler H (2004); "Composite action of FRP bridge decks adhesively bonded to steel main girders". *Doctoral Thesis in Civil Engineering*, EPFL-CCLab, Nº 3135.

- [1.17] GangaRao H, Craigo C (1999); "Use of fibre reinforced polymers in bridge construction". *Structural Engineering International*, 9(9):286–288.
- [1.18] Keller T (2003); "Use of fibre reinforced polymers in bridge construction". In *Structural Engineering Documents*, 7, IABSE, Zurich.
- [1.19] Zhou A (2002); "Stiffness and strength of fibre reinforced polymer composites bridge deck systems." *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA.
- [1.20] ASCE (2013); "Report Card for American's Infrastructure". *American Society of Civil Engineers*. (website: www.infrastructurereportcard.org).
- [1.21] Sá MF (2007); "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- **[1.22]** Lee SW, Hong KJ (2007); "Experiencing more composite-deck bridge and developing innovative profile of snap-fit connections". *Proceedings of COBRAE Conference*, Stuttgart, Germany.
- [1.23] Zhou A, Keller T (2005); "Joining techniques for fibre reinforced polymer bridge deck system". *Composites Structures*, 69(3):336–345.
- [1.24] Karbhari VM, Chin JW, Hunston D, Benmokrane B, Juska T, Morgan R, Lesko JJ, Soraathia U, Reynaud (2003); "Durability gap analysis for fibre-reinforced polymer composites in civil infrastructure". *Journal of Composites for Construction*, 7(3):238–247.
- [1.25] Aluri S, Jinka C, GangaRao HVS (2005); "Dynamic response of three fibre reinforced polymer composite bridges". *Journal of Bridge Engineering*, 10(6):722–730.
- [1.26] Correia JPRR (2008); "GFRP pultruded profiles in civil engineering: hybrid solutions, bonded connections and fire behaviour". *Tese de Doutoramento em Engenharia Civil*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [1.27] Guedes RM (1997); "Previsão da vida útil de materiais compósitos de matriz polimérica". Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, FEUP, Porto.

# CAPÍTULO 2

# ESTADO DA ARTE – UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

2.1	CONS	SIDERAÇ	ÇÕES GERAIS	19	
2.2	CARACTERIZAÇÃO GERAL DOS PULTRUDIDOS DE GFRP				
	2.2.1	PROCES	SO DE FABRICO: PULTRUSÃO	20	
	2.2.2	Propri	EDADES TÍPICAS DOS PULTRUDIDOS DE GFRP	23	
	2.2.3	3 VANTAGENS E INCONVENIENTES DA UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP			
	2.2.4	4 PULTRUDIDOS DA NOVA GERAÇÃO: NOVAS FORMAS ESTRUTURAIS			
	2.2.5	5 SISTEMAS DE PAINÉIS DE LAJE PRÉ-FABRICADOS DE GFRP PARA APLICAÇÃO EM TABULEIROS			
		2.2.5.1	Sistemas de painéis sanduíche	28	
		2.2.5.2	Sistemas de painéis multicelulares ou modulares	29	
		2.2.5.3	Análise comparativa entre sistemas de painéis: sanduíche vs. multicelulares	30	
2.3	APLICAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO				
	2.3.1	APLICA	ÇÃO EM ESTRUTURAS DE EDIFÍCIOS	33	
	2.3.2	APLICA	ÇÃO EM ESTRUTURAS DE PONTES	36	
		2.3.2.1	Pontes rodoviárias	36	
		2.3.2.2	Pontes pedonais	42	
		2.3.2.3	Componentes secundários	48	
2.4	Refe	RÊNCIA	AS BIBLIOGRÁFICAS	49	

#### 2.1 CONSIDERAÇÕES GERAIS

De um modo geral, o grupo de materiais compósitos pode ser subdividido em função da geometria do reforço, podendo classificar-se nos seguintes tipos: (i) compósitos agregados, (ii) compósitos fibrosos e (iii) compósitos estruturais, os últimos obtidos através de combinações entre materiais compósitos homogéneos. Enquanto os materiais compósitos utilizados na construção são maioritariamente PMC/FRP, de matriz resinosa com reforço em forma de fibra, devido à sua eficiência em aumentar a resistência mecânica, os reforços com partículas, sobretudo os de reduzida dimensão associados aos compósitos agregados são usados, muitas vezes, para melhorar a rigidez e outras propriedades, *e.g.*, condutividade térmica ou eléctrica, resistência às altas temperaturas ou à abrasão, dureza e estabilidade dimensional. Na presente tese apenas são abordados os materiais compósitos de matriz polimérica reforçados com fibras (FRP).

No Anexo A encontram-se detalhados os principais constituintes que entram na composição dos FRP, de acordo com o tipo e a forma das fibras de reforço utilizadas (Anexo A.1), a par das várias resinas poliméricas empregues (Anexo A.2) – compilação na *Ref.*<sup>a</sup> [2.1]. Através da combinação de diferentes materiais tem-se desenvolvido uma vasta gama de produtos FRP que, consoante a função estrutural e, consequentemente, as aplicações na indústria da construção, englobam diversos constituintes. Esses componentes podem ser aplicados sob a forma de elementos em tracção com carácter unidimensional, como laminados, mantas, barras, varões ou cabos, e bidimensional como componentes em flexão, que englobam os perfis, painéis alveolares ou sanduíche [2.2]. Os elementos pultrudidos de fibra de vidro (GFRP) são materiais compósitos formados por uma matriz de base polimérica, geralmente de poliéster ou viniléster, reforçada com fibras de vidro.

#### 2.2 CARACTERIZAÇÃO GERAL DOS PULTRUDIDOS DE GFRP

Inicialmente, durante a década de 70 e mesmo 80, a produção de elementos pultrudidos de GFRP cingiase a aplicações, ainda que com carácter estrutural, de ordem secundária em componentes submetidos a esforços reduzidos. Somente a partir da década de 90, os perfis produzidos industrialmente começaram a ser aplicados em estruturas de maior dimensão, para o que contribuíram os manuais de dimensionamento criados pelos principais fabricantes a nível mundial, tais como: Strongwell em 1983, Fiberline em 1995, Creative Pultrusion em 1999 e Fibreforce em 2002. Além daqueles documentos essenciais na realização dos primeiros projectos de pultrudidos, em 1996, foi publicado o código europeu de dimensionamento **EUROCOMP [2.3]**, numa filosofia de base análoga à preconizada nos Eurocódigos, apesar do seu carácter não normativo. De igual aceitação geral, mais recentemente, o documento normativo **EN 13706:2002 [2.4]** constitui a primeira norma europeia que define as exigências de normalização e especificação dos elementos pultrudidos de GFRP a usar na construção, bem como, os métodos de ensaio para a determinação de um conjunto de propriedades mecânicas (rigidez e resistência). Numa apreciação geral sobre os elementos pultrudidos de GFRP, as primeiras formas estruturais adoptadas pelos produtores foram similares às da construção metálica, reproduzindo sobretudo secções abertas (I, U, L), *vd*. Fig. 2.1 **[2.5]**. Na Figura 2.2 mostra-se uma modelação típica das camadas que formam as paredes laminadas dos pultrudidos. Os reforços mais aplicados são na forma de mechas de filamentos contínuos e paralelos (ROV)<sup>1</sup>, garantindo-se uma resistência máxima na direcção longitudinal. Podem ainda ser usadas mantas com fibras curtas ou contínuas dispostas aleatoriamente (CSM)<sup>2</sup> ou tecidos com fibras contínuas direccionadas entrelaçadas (SF/WF)<sup>3</sup>, que proporcionem transversalmente alguma resistência **[2.6]**. Como descrito no Anexo A.1, os véus de superfície garantem a protecção das peças aos agentes de degradação ambiental, por sua vez revestidas por uma película resinosa de alto teor polimérico.



*Figura 2.1*: Perfis típicos comercializados pelo fabricante Strongwell **[2.5,2.7]**.



*Figura* 2.2: Modelação típica das camadas dos pultrudidos de GFRP (Strongwell). <sup>Adaptado [2.7]</sup>

Tal como sucedido outrora com outros materiais de construção, as peças pultrudidas têm vindo a sofrer, nos últimos anos, algumas alterações relativamente à forma das suas secções transversais, sob proveito de um melhoramento das capacidades de resistência e rigidez do seu material. Os desenvolvimentos dos fabricantes a par da inovação científica têm recriado novas formas para as secções, de forma a colmatar situações de aplicação até aqui impraticáveis por limitações associadas às formas pioneiras desses elementos, relacionadas com as já conhecidas das estruturas metálicas, nomeadamente a susceptibilidade aos fenómenos de instabilidade. Sob consideração das prementes necessidades da indústria, esses novos elementos de diverso cariz estrutural têm sido aplicados na construção quer de edifícios, quer de superstruturas de pontes **[2.8-2.16]**, como mais adiante se descreve com base em exemplos de aplicação.

#### 2.2.1 PROCESSO DE FABRICO: PULTRUSÃO

O processo mais usual na produção de elementos de GFRP designa-se por *pultrusão*, *vd*. Fig. 2.3. Trata-se de um método de moldagem em contínuo de peças estruturais de eixo recto, com secção transversal constante, que podem ser das mais variadas formas possíveis, *e.g.*, abertas, fechadas simples (tubulares ou maciças) e multicelulares.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> ROV – acrónimo do inglês, *rovings*.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> CSM – acrónimo do inglês, chopped / continuous strand mats.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> SF/WF – acrónimo do inglês, *stitched fabrics / woven fabrics*.

Actualmente, o processo já permite produzir peças curvas e de secções transversais variáveis [2.17], sendo o comprimento definido apenas em função das exigências, embora limitado pelo processo de transporte. A designação *pultrusão*<sup>1</sup> deriva da abreviatura de "*pull-trusion*", visto que os compósitos reforçados com fibras são mais fáceis de serem "puxados" após a cura, devido à natureza líquida de algumas resinas. Com este processo obtêm-se resistências mecânicas muito elevadas, devido à grande concentração de fibras (elevadas fracções em volume) e à sua orientação paralela ao comprimento das peças moldadas, permitindo um bom alinhamento dos reforços [2.18,2.19].



Figura 2.3: Esquema do processo de pultrusão tradicional para fabrico de peças pultrudidas de GFRP. Adaptado [2.20]

Na Figura 2.3 distinguem-se as várias fases envolvidas numa linha de fabrico de elementos pultrudidos de GFRP [2.20]. Em primeiro lugar, os diversos tipos de reforços são manuseados através de um sistema para o efeito e guiados, posteriormente, para um sistema de impregnação da resina. Após esta passagem através do material resinoso, o reforço é posicionado em pré-formas de maneira a retirar os excedentes de resina e para que o material compósito ganhe a forma final desejada para a secção transversal num molde aquecido. Por fim, a matriz aplicada no estado líquido não curada ou parcialmente curada, passa ao estado sólido por *polimerização* (solidificação), dando-se a cura da resina no interior do molde a altas temperaturas e pressões. À medida que o sistema de tracção extrai em contínuo o compósito final, vai-se obtendo uma peça traccionada com a forma geométrica imposta pela fieira ou molde. Além do esquema anterior, as Figuras 2.4 e 2.5 reflectem alguns destes sistemas de funcionamento no processo de fabrico, utilizados por um fabricante norte-americano e outro europeu.

O processo descrito representa a técnica mais tradicional usada no fabrico de peças pultrudidas, onde os reforços são embebidos, em contínuo, num banho de resina antes de chegar a uma fieira aquecida.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Pultrusão – processo de fabrico também designado por extrusão em tracção.

O processo de pultrusão utilizado a níveis industriais é realizado por sistema de injecção, em que as fibras são conduzidas até ao molde, sem sofrerem qualquer impregnação prévia, sendo no molde que se dá a junção das resinas por injecção. Este processo garante um melhor controlo de qualidade da peça a produzir, no que respeita às quantidades, às configurações e às posições dos reforços e, em certa medida, da resina injectada. Permite, ainda, modificar rapidamente a produção, por alteração da composição da matriz durante o processo (e.g., introduzindo materiais aditivados e fillers) [2.21].



Figura 2.4: Linha de fabrico por pultrusão do fabricante Figura 2.5: Impregnação das fibras através da resina, Creative Pultrusion – sistema de guia [2.20].

com passagem no molde aquecido [2.20].

Segundo a experiência comercial, a matriz utilizada com maior frequência envolve a família das resinas de poliéster e viniléster, inserida no grupo das termoendurecíveis, em que as epoxídicas podem ser aplicadas mas exigem um maior tempo de processamento da cura. Por vezes, são também adicionados polímeros termoplásticos de forma a conferir as alterações no processo, mas cujas resinas termoplásticas (material principal da matriz) são altamente proibitivas para aplicação nesta técnica de fabrico devido à sua elevada viscosidade [2.22]. Porém, existem casos bem sucedidos sobre o efeito da reprocessabilidade de resinas termoplásticas empregues em peças produzidas por pultrusão [2.23]. Os tipos de reforços mais aplicados correspondem às formas já descritas anteriormente (ROV, CSM, SF/WF).

A pultrusão representa, nos dias de hoje, um dos processos mais eficazes e de baixo custo de fabrico de GFRP, sendo fácil de operar quando o reforço é unidireccional. Da série de parâmetros envolvidos no processo, quer a velocidade quer a temperatura do molde podem ser assumidos como críticos. O comprimento do molde é definido pelas características de cura da resina, devendo utilizar-se de preferência resinas com curas rápidas e de conteúdo pouco volátil e exotérmico. Em geral, a velocidade de produção é relativamente baixa, da ordem de 1 a 10 m/min. [2.24], rondando velocidades entre 2-4 m/min. para as secções correntes e 15–25 m<sup>2</sup>/min. para as secções multicelulares de painéis.

Segundo **Mallick** [2.25], os dois factores mais importantes no processo de fabrico dos pultrudidos são a temperatura e a pressão do processo de cura (elevadas). A alta temperatura de cura inicia e sustenta a reacção química, responsável por transformar a matéria resinosa não curada (completamente) num material inteiramente sólido e curado. A alta pressão de cura melhora a força necessária para o fluxo da mistura no molde (fibra – resina), que é altamente viscosa. A magnitude destes dois parâmetros, bem como das suas durações, podem afectar consideravelmente o desempenho do produto moldado.

Os defeitos derivados no compósito final são intrínsecos às características físicas e térmicas dos materiais constituintes e do próprio processamento, como a viscosidade, a temperatura de cura e o ponto de fusão da matriz. O tempo de cura depende das reacções químicas da resina, (catalisadoras), da temperatura de cura e da presença de inibidores ou aceleradores. O escoamento da resina directamente sobre as fibras é preponderante na produção, uma vez que os reforços devem estar completamente embebidos na matriz para que o elemento apresente o menor índice possível de vazios. Nas resinas termoendurecíveis, a cura pode dar-se simultaneamente com o banho de resina, caso a viscosidade desta aumente rapidamente por efeito do processo de cura. Desse modo, inibe-se o escoamento da resina, levando à formação de vazios e, por conseguinte, resultando uma fraca adesão interlaminar.

As características finais da peça pultrudida são dependentes das várias etapas envolvidas na produção, como por exemplo do atrito gerado no sistema de tracção e do estado de tensão instalado no molde (em função da cura da resina) **[2.22]**. Dos diversos defeitos produzidos durante a moldagem do compósito, a presença de vazios é considerado como o mais crítico na influência das propriedades mecânicas. A causa mais comum para a origem de vazios é a incapacidade da resina em expulsar o ar da superfície das fibras, quando estas se encontram revestidas pela resina em estado líquido. Outros factores podem agravar a presença de ar nos elementos, tais como: a taxa de fibras, a viscosidade da resina, a manipulação mecânica das fibras na resina líquida e as bolhas de ar. Os solventes para controlo da viscosidade, as adições e substâncias químicas nas resinas volatilizam-se com altas temperaturas da cura e também formam bolhas. Para reduzir este efeito, a resina líquida pode sofrer desgasificação ou ser sujeita a vácuo no processo de moldagem ou, ainda, aplicar uma resina mais fluida **[2.24]**.

#### 2.2.2 PROPRIEDADES TÍPICAS DOS PULTRUDIDOS DE GFRP

Perante a enorme variedade de informação, disponibilizada pelos principais fabricantes internacionais, relativamente às propriedades e características dos seus produtos comercializados, na Tabela 2.1 são apresentados os intervalos de valores admitidos por **Correia [2.6,2.21]** para as propriedades usuais dos elementos pultrudidos de GFRP, quer mecânicas quer físicas e térmicas. Embora a gama de valores indicada seja relativamente alta, o autor procurou traduzir a variabilidade das propriedades neste tipo de elementos de acordo com a discrepância existente entre os vários produtores.

	Dropriedades	Un.	Direcção da solicitação	
	riopriedades		Paralela ao reforço	Perpendicular ao reforço
Mecânicas	Resistência à tracção	MPa	200 - 400	50 - 60
	Resistência à compressão	MPa	200 - 400	70 - 140
	Resistência ao corte	MPa	25	- 30
	Módulo de elasticidade	GPa	20 - 40	5 - 9
	Módulo de distorção	GPa	3	- 4
Físicas e térmicas	Teor em fibras	%	50	- 70
	Densidade	g/cm <sup>3</sup>	1,5	- 2,0
	Coeficiente de dilatação térmica	10 <sup>-6</sup> /ºK	8 - 14	16 – 22
	Coeficiente de condutibilidade térmica	W/ºK.m	0,20	- 0,58

Tabela 2.1: Valores usuais das propriedades mecânicas, físicas e térmicas dos perfis de GFRP [2.21].

Como exemplo de acompanhamento, a Figura 2.6 reproduz uma análise comparativa das propriedades mecânicas, físicas e térmicas (à *esquerda* e à *direita*, respectivamente), dos elementos pultrudidos de GFRP do fabricante britânico Fibreforce [**2.20**], com as correspondentes de materiais tradicionais. Por ordem, destacam-se em primeiro lugar os GFRP, vindo de seguida a madeira, o aço, o alumínio e PVC.



*Figura* 2.6: Comparação entre propriedades mecânicas (à *esquerda*), físicas e térmicas (à *direita*), dos perfis de GFRP e outros materiais convencionais, segundo o produtor britânico Fibreforce. <sup>Adaptado [2.20]</sup>

Da análise dos diagramas da Figura 2.6 pode concluir-se que o aço representa o material que mais concorre com o material pultrudido, principalmente no que respeita às propriedades mecânicas, com uma resistência última semelhante à dos aços estruturais. Porém, o reduzido módulo de elasticidade dos GFRP (15–20% do aço), revela uma elevada deformabilidade susceptível nestes elementos. Na generalidade, o comportamento do material é elástico linear, praticamente até à rotura, o que diferencia dos estados de cedência e plastificação do aço (ductilidade) numa relação *Tensão – Extensão* bilinear. Em relação às propriedades não mecânicas, os pultrudidos GFRP sobressaem ainda mais perante as características do aço, como sejam a leveza e a fraca condutibilidade térmica, mantendo elevados níveis de resistência específica.

Os factores de que dependem as propriedades dos elementos pultrudidos de GFRP são semelhantes aos que se verificam sobre os materiais FRP, de uma forma mais ou menos acentuada, em conformidade com tipo de aplicação que se pretenda dar ao elemento. Na generalidade, as propriedades e características dos pultrudidos que definem o seu comportamento a curto e longo prazo vêm determinadas por **[2.18]**:

- Natureza intrínseca às propriedades dos materiais constituintes (fibras de reforço e matriz);
- Relação fibra/matriz (teor volumétrico de reforço);
- Geometria e disposição das fibras (orientação dos rovings no compósito);
- Interacções entre as fibras e a resina (microscópica) e interlaminares (macroscópica).

#### 2.2.3 VANTAGENS E INCONVENIENTES DA UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP

Em consequência das inúmeras combinações possíveis dos factores de que dependem as propriedades, os compósitos pultrudidos de GFRP apresentam um conjunto de características únicas que lhes conferem mais-valias face aos materiais tradicionais, das quais se destacam as resumidas na Tabela 2.2, a par dos principais inconvenientes.

Vantagens	Inconvenientes
. Reduzida densidade (peso próprio)	. Módulo de elasticidade reduzido
. Elevada relação resistência mecânica / densidade	. Comportamento frágil
. Elevada resistência à corrosão	. Necessidade de desenvolvimento de sistemas ligação
. Transparência às radiações electromagnéticas	. Comportamento ao fogo
. Baixa condutibilidade térmica e eléctrica	. Inexistência de regulamentação especifica
. Facilidade de transporte e aplicação em obra	. Custos iniciais ainda pouco competitivos
. Reduzidos custos de manutenção em serviço	
. Elevada durabilidade em ambientes agressivos	

Tabela 2.2: Vantagens e inconvenientes da utilização de elementos pultrudidos de GFRP [2.18,2.19].

#### 2.2.4 PULTRUDIDOS DA NOVA GERAÇÃO: NOVAS FORMAS ESTRUTURAIS

A utilização de materiais produzidos por pultrusão, sobretudo de GFRP, tem aumentado a um ritmo bastante superior ao verificado relativamente a outros processos de fabrico, ao ponto da indústria da construção ocupar o 2º lugar num "ranking" das áreas de aplicação dos materiais pultrudidos (*ex oequo* com outras, com uma cota de 17%) **[2.26]**. Ta facto deve-se, em parte, à enorme variedade de produtos pultrudidos de GFRP que, desde cedo, tem sido recorrentemente aplicada em áreas tão diversas da construção. A juntar a isso, uma nova gama de produtos pultrudidos tem sido desenvolvida desde a última década, de forma a recriar novas formas estruturais para aplicação na construção ou reconstrução, principalmente, de tabuleiros de pontes. Estes elementos podem diferenciar-se consoante o comportamento unidimensional ou bidimensional da sua função estrutural em:

a) Elementos em tracção – varões e cabos pultrudidos de GFRP para aplicação em pontes pedonais e rodoviárias, híbridas ou totalmente compósitas. Inserido nesta variedade, os menos utilizados são os cabos de pré-esforço para reforço interno do betão, devido a susceptibilidade à rotura das fibras de vidro, em particular, face às correspondentes dos cabos de CFRP e AFRP que detêm maiores índices de resistência. Por seu turno, os mais usados são os varões lisos ou nervurados para armaduras do betão e os cabos externos usados na forma de pendurais ou tirantes em pontes suspensas ou atirantadas, *vd*. Fig. 2.7.



*Figura* 2.7: Elementos pultrudidos de GFRP de carácter estrutural unidimensional:(a) varões para malha de armadura de laje [2.28], (b) tirantes [2.29] e (c) cabos de pré-esforço interno [2.30].

A base de formação dos cabos compósitos exteriores de GFRP é semelhante à dos restantes cabos de FRP, em que a produção dos fios dos cabos, por processo de pultrusão, permite a incorporação de sensores de fibra óptica (inseridos individualmente nos fios), para proceder a futuras monitorizações das deformações instaladas nos cabos e das cabeças de ancoragem **[2.31]**.

Embora alguns sistemas em fibra de vidro tenham sido desenvolvidos na Europa, sobretudo na Alemanha e Áustria, dos quais se destaca o sistema HLV POLYSTAHL, por razões económicas a sua produção foi descontinuada **[2.32]**. As técnicas utilizadas para os sistemas de ancoragem exigem cuidados especiais, em virtude dos cabos serem bastante sensíveis às compressões na direcção transversal às fibras.
Em aplicações a curto prazo, os cabos são ancorados através de cunhas compactas, em tudo similares às desenvolvidas para os cabos de aço. Em aplicações a longo prazo, é prática comum banhar em resina epoxídica as extremidades dos cabos ou impregna-las com argamassas líquidas, dando-se a transferência da carga entre ancoragens através de material sintético ou cimentício. A impregnação de colas epoxídicas de diversos espessamentos garante um gradiente da rigidez benéfico à redução da concentração de tensões gerada nas cunhas aquando da entrada dos cabos [2.30]. No entanto, refere-se que nalguns casos têm sido desenvolvidos sistemas individuais de ancoragem 100% compósitos, de forma a substituírem os tradicionais terminais metálicos [2.33].

b) Elementos em flexão - elementos de carácter estrutural bidimensional divididos em:

- Perfis pultrudidos de GFRP com secções melhoradas, em geral de alma dupla, incorporando ou não outro tipo de fibras, para aplicação como elemento de viga em sistemas longitudinais de pontes e em pórticos de edifícios, *vd*. Fig. 2.8 (a);
- Painéis sanduíche que combinam placas finas de GFRP com núcleos de outro material de densidade muito inferior, para aplicação em edifícios e pontes, como elementos principais e secundários, vd. Fig. 2.8 (b);
- Painéis modulares constituídos por um conjunto de peças pultrudidas de GFRP interligadas, que formam elementos de parede ou de laje com secção transversal multicelular fechada, usados em fachadas de edifícios e em tabuleiros pré-fabricados de pontes, *vd*. Fig. 2.8 (c).





*Figura* 2.8: Elementos pultrudidos de GFRP de carácter estrutural bidimensional: (a) perfis de alma dupla de GFRP, (b) sistemas de painéis sanduíche e (c) sistemas de painéis modulares (Strongwell **[2.5]**).

Inserido no âmbito do trabalho desenvolvido nesta tese, de seguida descrevem-se com especial atenção as principais características dos sistemas de painéis de GFRP pré-fabricados com aplicação em lajes de tabuleiros de pontes, comparando-os com as soluções tradicionais.

#### 2.2.5 SISTEMAS DE PAINÉIS DE LAJE PRÉ-FABRICADOS DE GFRP PARA APLICAÇÃO EM TABULEIROS

De acordo com o referido na introdução da tese, o crescente interesse por sistemas de painéis está associado às inúmeras pontes que, actualmente inseridas nas redes viárias dos EUA e da Europa, necessitam de acções de reabilitação ou reforço ao nível, sobretudo, dos seus tabuleiros com fortes problemas de deterioração e deficiências estruturais, tendo em conta os actuais níveis de tráfego. Por exemplo, segundo **Rizkalla** *et al.* **[2.34]**, a partir de 2003 foram instalados em todo mundo, pelo menos, 123 tabuleiros de pontes construídos com FRP, 90 dos quais abertos ao tráfego rodoviário, sendo a maior parte formado por painéis compostos por pultrudidos de GFRP. O objectivo passa por generalizar a implementação destes sistemas de painel com soluções construtivas eficazes e a preço bastante competitivo.



Figura 2.9: Modelo de funcionamento da superstrutura de uma ponte. Adaptado [2.30]

Na Figura 2.9 apresenta-se o modelo genérico de funcionamento do corpo principal da superstrutura das pontes em causa, bem como, a terminologia usada comummente na sua descrição. O painel de laje aqui em discussão é definido como um elemento estrutural composto por material de GFRP, com capacidade de transferir transversalmente as cargas às vigas de apoio (por exemplo, dispostas longitudinalmente ou em grelha).

#### 2.2.5.1 Sistema de painéis sanduíche

A disposição típica da formação dos painéis sanduíche encontra-se esquematizada na Figura 2.10 e tem por base um núcleo de baixo peso próprio, intercalado por duas placas finas (externas) de um compósito suficientemente forte e rígido, por norma, em material pultrudido de GFRP [2.11]. Os materiais do núcleo podem variar entre o alumínio, as espumas rígidas e os materiais celulares de FRP, com a possibilidade deste ser realizado na forma de um favo de mel. Consoante a forma e o material do núcleo é corrente subdividir a designação deste elemento de placa em dois tipos, que estão conotados às seguintes designações comerciais: Hardcore<sup>1</sup> e Kansas<sup>2</sup> [2.35].

Apesar deste sistema estar associado às indústrias aeroespacial e automóvel, recentemente, estes têm tido uma boa aceitação em várias aplicações estruturais na construção, quando se exigem níveis elevados de rigidez de flexão e densidades muito baixas **[2.36]**.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Painel Hardcore – Hardcore Composites, Inc. (núcleo em espuma).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Painel Kansas - Kansas Structural Composites, Inc. (núcleo ortotrópico em forma de favo de mel).

A produção dos painéis sanduíche é conseguida através de um método construtivo adaptado ao processo de moldagem por infusão de resina (VARTM) ou por contacto (laminação manual). Os painéis fabricados por estes processos apresentam algumas vantagens quando comparados com outros produzidos por pultrusão, nomeadamente o facto da espessura do painel poder ser variável (200 a 700 mm no tipo Hardcore e 100 a 600 mm no tipo Kansas) e ajustada em função do vão ou da largura da placa. Contudo, foi mostrado que os painéis pultrudidos multicelulares apresentam uma melhor estabilidade dimensional e mais uniformizada do que os paneis sanduíche produzidos por VARTM e laminação [2.32,2.35,2.37].



Figura 2.10: Disposição típica e exemplos de painéis sanduíche: (a) Hardcore e (b) Kansas [2.35].

Durante a fabricação é possível incorporar conectores (por exemplo, em aço) dentro das placas, para posteriores ligações a outros elementos, bem como a inclusão de sensores de fibra óptica dentro dos núcleos. Com estes sistemas conseguem atingir-se vãos com um comprimento na ordem de 10 m, sendo o tipo Hardcore que permite vencer maiores vãos [2.31]. Embora a utilização de painéis sanduíche na construção tenha iniciado por aplicações não estruturais, restritas a elementos secundários, diversos esforços têm sido feitos sobre estes elementos de placa, de forma a desenvolver-lhes propriedades que permitam funções estruturais de ordem primária, com capacidade de transferência das cargas verticais e horizontais.

#### 2.2.5.2 Sistema de painéis multicelulares ou modulares

Os sistemas modulares ilustrados na Figura 2.11 desempenham um papel preponderante na construção de tabuleiros quer de pontes novas, quer na reconstrução de tabuleiros de pontes antigas. Ao contrário do sistema anterior, estes painéis de laje de secção multicelular fechada são obtidos da associação sucessiva de diferentes tipos de componentes unitários, ligados entre si por *"interlock"* (encaixe) e colagem, cujas configurações adoptadas <sup>1</sup> estão associadas a um produtor diferente de pultrudidos [2.38].

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Painel SuperDeck: *Creative Pultrusions, Inc.* (EUA)

Painel DuraSpan: Martin Marietta Materials, Inc. (EUA)

Painel EZ SPAN: Atlantic Research, Inc. (EUA)

Painel ASSET: Fiberline, Inc. (Europa)

Painel ACCS (Advanced Composites Construction System): Maunsell Structural Plastic, Ltd. (UK)

Os componentes, células ou unidades individuais consistem, exclusivamente, em material de GFRP e são fabricados por pultrusão, com uma secção de espessura constante – 85 mm a 225 mm (em média). As várias unidades são alinhadas, umas com as outras, transversalmente à direcção do tráfego (longitudinal), cujas operações de colagem exigem um apertado controlo de qualidade.



Figura 2.11: Sistemas estruturais de pré-fabricação de painéis multicelulares [2.21,2.39-2.41].

A escolha de cada painel de laje a aplicar depende das suas características específicas em termos de rigidez e resistência e do seu campo de implementação [2.11]. Os painéis assentam no sistema de apoio longitudinal em vigas, sendo ligados por colagem e/ou aparafusamento. Uma vez que os vãos alcançados são ainda relativamente reduzidos (*ca.* 2,70 m), torna-se imprescindível um número elevado de vigas de apoio, de forma a cumprir a sua função estrutural de suporte das cargas. Para além disso, a espessura constante das secções das diversas unidades dificulta a formação de pendentes transversais nos tabuleiros, em que o problema é contornado através da colocação de calços de espessura variável [2.42]. Na substituição de tabuleiros antigos, por norma, mantêm-se as vigas de aço ou betão armado. Nas construções novas, estas podem ser também constituídas por FRP, com ou sem composições híbridas.

#### 2.2.5.3 Análise comparativa entre sistemas de painéis: sanduíche vs multicelulares

Na Tabela 2.3 encontram-se contabilizados os sistemas de painéis referidos, utilizados a partir de 1997 quer na construção quer na substituição de tabuleiros de pontes, referenciando ainda a natureza do material da superstrutura de apoio. Salienta-se que, até ao ano de 2000, foram aplicados um total de 31 painéis daqueles sistemas em pontes (28 rodoviárias e 3 pedonais), na América do Norte e Europa (Suíça, Dinamarca e Alemanha). Embora não se tratem de sistemas equivalentes (*função* dos requisitos de aplicação), os painéis sanduíche são mais flexíveis que os modulares, produzidos numa maior abrangência da altura da secção e por consequência da rigidez. Relativamente aos tabuleiros tradicionais em betão e em aço, obtém-se de ambos os sistemas soluções mais leves, com um peso próprio de cerca de  $98 \text{ kg/m}^2$  (*ca.* 1 kN/m<sup>2</sup>), que é aproximadamente 20% a 25% das correspondentes em betão [**2.43**].

SISTEMA		Pontes	Construção nova		Substituição do tabuleiro	
PAINEL		rodoviárias + pedonais	(tipologia)		(tipologia)	
nduíche	Hardcore 9 + 1		8	6 totalmente compósitas 1 mista GFRP–aço 1 mista GFRP–betão	2 betão por placa – vigas metálicas	
San	Kansas	2 + 1	1	totalmente compósita	2 betão por placa – vigas metálicas	
Modulares	SuperDeck $7+1$ $8$ $2 \text{ tota}$ 6 mis		2 totalmente compósitas 6 mistas GFRP–aço	0		
	DuraSpan 8 + 0		5	2 totalmente compósitas 1 mista GFRP–aço 1 mista GFRP–betão 1 mista GFRP–híbrida	3 betão por GFRP – vigas metálicas	
	EZ Span	1 + 0	1	totalmente compósita	0	
	ACCS	1+0	1	mista GFRP–aço	0	

Tabela 2.3: Pontes rodoviárias e pedonais pré-fabricadas, construídas entre 1997 e 2000. Adaptado [2.11,2.36]

No Tabela 2.4 é efectuada uma comparação técnica entre os dois sistemas de painéis, quanto à altura da secção, ao peso próprio, à flecha em serviço e ao custo de produção.

PAINEL PRÉ	-FABRICADO	Altura [mm]	Peso Próprio [kg/m <sup>2</sup> ]	<b>Custo</b> [dólar/m <sup>2</sup> ]	F <b>lec</b> ha [–]
Sanduísha	Hardcore 152 – 710		98 - 112	570 - 1184	L/1120
Sanduiche	Kansas	127 - 610	76	700	L/1300
	SuperDeck	194	90	700 - 807	L/340
Madalaasa	DuraSpan	203	107	807	L/530
Modulares	EZ Span	229	98	861 – 1076	L/950
	ACCS	120 - 203	112	700	L/325

Tabela 2.4: Comparação "comercial" entre as características dos painéis dos sistemas pré-fabricados. Adaptado [2.11,2.36]

NOTA: valores disponibilizados pelos fabricantes, assumindo a ausência de camadas de revestimento e acção total das placas.

Relativamente aos limites de deformabilidade dos painéis parece não existir consenso entre os vários produtores, tendo em consideração os valores reportados por estes e os valores normalizados segundo uma norma norte-americana (**AASHTO**). Essa discrepância pode ser atribuída ao modo como estes painéis são habitualmente dimensionados (caso a caso) [**2.36**]. O limite da deformação citado na literatura da especialidade segue, quase sempre, o mesmo critério correspondente à relação L/800 (L - vão útil). Na maior parte das investigações experimentais realizadas sobre o tema, foram efectuadas comparações entre os índices de deformação dos painéis ensaiados e aquela flecha limite [2.44]. Apesar da curta experiência e das preocupações acerca das sobrevalorizações dos custos, têm-se garantido, de certa maneira, uma introdução progressiva destes painéis de laje de GFRP nas aplicações em pontes.

Em termos de custo bruto, verifica-se claramente que os custos iniciais inerentes à produção destes painéis pultrudidos são bastante elevados, para um limite inferior dos painéis correntes em cerca de  $\notin$ 700/m<sup>2</sup> (correspondendo a um preço do material de  $\notin$ 7/kg). Este valor é sensivelmente o dobro do preço típico cotado, na ordem de  $\notin$ 350/m<sup>2</sup>, para a construção de uma ponte nova equivalente ou a substituição de um mesmo tabuleiro com recurso a materiais convencionais. Porém, os custos elevados dos painéis podem ser compensados em certas condições, particularmente quando é impreterível uma reconstrução completa à falta de soluções alternativas com uma leveza correspondente à destes painéis de baixa densidade [2.11].

É ainda de salientar a eficácia e celeridade com que se pode processar a instalação deste tipo de tabuleiros, significando um tempo reduzido para a interrupção do tráfego. Nessa medida, com a redução dos custos de instalação e manutenção consegue-se, na maior parte das situações, superar os custos iniciais que envolvem estes painéis. Resumindo, o sucesso da aplicação dos painéis pré-fabricados na construção de pontes de pequeno vão deve-se, essencialmente, à combinação de resistência mecânica (*inc*. à fadiga), à leveza e à durabilidade em ambientes agressivos, para uma fraca susceptibilidade aos efeitos de corrosão [**2.31**]. Mais à frente são destacadas estas características por acompanhamento de alguns exemplos de aplicação recente na construção de edifícios e de pontes.

### 2.3 APLICAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

Conforme referido, o conjunto de propriedades e características alcançadas inicialmente sobre os perfis *standard*, exerceu um papel fundamental para a sua utilização em vários sectores da construção, como em aplicações de carácter não estrutural ou de ordem secundária que, apesar de pioneiras, asseguram nos dias de hoje um elevado número de produtos montados para os mais diversos fins, *vd*. Fig. 2.12.



*Figura* 2.12: Exemplos de aplicações não estruturais e secundárias: (a) estrutura de design (Av. da Boavista, Porto) [2.45], (b) escadas com guardas [2.5] e c) guarda-corpos da ponte sobre o rio Vouga (S. Pedro do Sul) [2.45].

A contribuição desses produtos em campos de aplicação como as construções de carácter temporário, a arquitectura, o mobiliário urbano, o saneamento básico, as "ETARES", as centrais termoeléctricas, as vias de comunicação, os equipamentos de lazer, etc., serviu de certa maneira como impulso ao progresso de soluções construtivas estruturais (primárias ou secundárias) com interesse em edifícios e pontes.

#### 2.3.1 APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS DE EDIFÍCIOS

A aplicação de elementos pultrudidos na construção de edifícios cinge-se, na maior parte das vezes, aos painéis pré-fabricados de GFRP, em geral do tipo sanduíche, utilizados como elementos de placa em fachadas. Hoje em dia, muitos destes exemplos tornam-se casos de estudo de onde devem ser retiradas conclusões sobre o comportamento em serviço, a curto e longo prazo, e acerca da durabilidade.

Na Figura 2.13 apresentam-se dois exemplos de aplicação mais antiga de painéis de GFRP, como no revestimento das fachadas do *Mondial House*, em Londres, e da cúpula do aeroporto internacional de Sharjah, ambos com projecto datado de 1974. Apesar de não se tratarem de elementos produzidos por pultrusão, é sempre importante realçar que, depois de mais de 30 anos em serviço, os edifícios apresentam exteriormente um excelente estado de conservação, associado à durabilidade dos materiais plásticos reforçados com fibra de vidro [**2.46**]. Porém, a cúpula já foi alvo de reparação devido às acções de sucção do vento. Em Portugal, o caso mais antigo conhecido de aplicação de GFRP em painéis de fachada de edifícios, remonta a 1976, num edifício construído em Lisboa [**2.18**].





*Figura 2.13*: Exemplos de aplicação de painéis de GFRP no revestimento exterior de edifícios **[2.46]**: (a) Mondial House, Londres (UK) e (b) aeroporto Internacional de Sharjah (Emiratos Árabes Unidos).

A biblioteca da Universidade de Lancaster (UK) representa a aplicação de GFRP quer em painéis de fachada quer na estrutura do próprio do edifício, *vd*. Fig. 2.14. Perante um projecto inicial em aço, a fixação de painéis e a instalação de uma estrutura autoportante garantiu uma redução de 50% do peso previsto, associadas a uma construção e manutenção mais económicas. Os efeitos derivados da corrosão foram, também, minimizados pela selecção destes materiais. Os painéis serviram ainda de "persiana" às fachadas envidraçadas de aspecto folheado. O seu reforço bidireccional revelou-se bastante importante à acção do vento (superior a 140 km/h), tendo sido também um factor preponderante no seu dimensionamento. No ano 2000, construiu-se em Londres o *Millenium Dome*, característico pela sua cobertura em abóbada, formada por painéis de GFRP, com núcleo de balsa. Inicialmente foi previsto uma estrutura em aço e painéis de alumínio. A facilidade de união dos painéis, sem escoramento, permitiu uma construção bastante rápida e estável, atingindo-se no interior vãos livres máximos de cerca de 36 m, *vd*. Fig. 2.15.



Figura 2.14: Universidade de Lancaster [2.47].



Figura 2.15: Millenium Dome [2.46].

O mais alto hotel do mundo e único classificado com 7 estrelas (*Arabian Tower*), construído no Dubai em 1999, é uma referência da aplicação de painéis sanduíche de GFRP em edifícios. Trata-se de um hotel de 52 andares, com 321 m de altura, implementado numa ilha artificial, *vd*. Fig. 2.16. Devido às exigências arquitectónicas e de leveza, foram utilizados cerca de 35.000 m<sup>2</sup> de painéis, aplicados como paredes divisórias e na construção do *hall* de entrada com 20 m de altura. Os painéis sofreram um tratamento com aditivos de retardação ao fogo. Um dos factores decisivos na escolha desta solução foi o bom isolamento térmico dos painéis, face à forte exposição aos raios UV sentida na região. O ambiente costeiro foi também tomado em conta, a par da simplicidade dos processos de transporte e instalação [**2.46,2.47**].



Figura 2.16: Hotel Arabian Tower [2.47].



Figura 2.17: Torre Wing [2.46].

A torre *Wing* que se mostra na Figura 2.17 foi construída em Glasgow, em 2001, com uma altura total de 104 m. No último piso acessível foram utilizados painéis tipo sanduíche com uma espessura total de 23 mm, sendo formados por um núcleo de espuma em PVC, intercalado por dois laminados pultrudidos de GFRP, através de colagem nas suas faces. A baixa densidade do elemento foi a razão principal para

a escolha destes painéis em que, pelo mesmo motivo, foi construído no topo da torre um mastro em material CFRP (secção rectangular variável), mas de rigidez superior à dos painéis GFRP [2.46,2.47].

Os dois exemplos que se seguem pretendem demonstrar a utilização de perfis de GFRP em edifícios: uma de carácter estrutural primária, outra secundária. O primeiro, ilustrado na Figura 2.18, refere-se ao edifício *Eyecatcher*, construído na Suíça em 1999, com uma estrutura principal constituída por três pórticos de forma trapezoidal que, uma vez ligada em fábrica, demorou apenas 3 dias a montar em obra. Para além disso, foram aplicados painéis de fachada de GFRP tipo sanduíche, com uma espessura total de 50 mm, compostos por unidades trapezoidais preenchidas com material isolante. Desta forma, pretendeu-se garantir um bom isolamento térmico e bons índices de resistência à corrosão e à abrasão **[2.9]**.



Figura 2.18: Edifício Eyecatcher [2.9].

Figura 2.19: Aeroporto Internacional Zimbabué [2.48].

A segunda aplicação, que se mostra na Figura 2.19, diz respeito a uma treliça montada no topo da nova torre de controlo do Aeroporto Internacional de Harare, construída em 2001. A estrutura foi dimensionada para a acção sísmica e do vento. A treliça em perfis de GFRP revelou-se a solução mais económica relativamente a outras tradicionais, com a vantagem de que possibilitou a sua integração num estilo arquitectónico de importância religiosa. No entanto, visto que se pretendia a inserção das antenas no interior do edifício, a principal razão da sua aplicação deve-se à transparência electromagnética do material. O sistema treliçado foi fabricado por peças, no Reino Unido, sendo posteriormente associadas em obra. A leveza do conjunto permitiu a sua instalação de uma só vez com uma grua móvel **[2.48]**.

O melhor ou mais importante exemplo em Portugal, da utilização de elementos de GFRP em edifícios, pode ser visto ao nível da cobertura do Centro Comercial Colombo, *vd.* Fig. 2.20 [2.45]. A leveza e a reduzida manutenção exigida constituiriam factores decisivos na opção para aplicar perfis pultrudidos de GFRP [2.21]. Embora a utilização destes tenha vindo a aumentar nos últimos anos em Portugal, a maior parte das aplicações correspondem ainda a elementos não estruturais ou a estruturas secundárias.



Figura 2.20: Centro Comercial Colombo: (a) vista geral da cobertura e (b) vista de pormenor [2.45].

Para além do exemplo citado, podem ser indicadas outras aplicações de referência nacional, tais como: na Estação do Rossio, na galeria técnica do Parque-Expo, nas obras de introdução do comboio na Ponte 25 de Abril, no novo Estádio da Luz, no Oceanário de Lisboa e na Marina de Vilamoura.

#### 2.3.2 APLICAÇÕES EM ESTRUTURAS DE PONTES

No âmbito das estruturas de pontes, a seguir é apresentado um vasto conjunto de exemplos da utilização de materiais de GFRP na construção e reabilitação de tabuleiros de pontes, com aplicação em estruturas primárias compostas, essencialmente, por peças da nova geração. Dar-se-á particular destaque às construções e reabilitações que envolveram elementos de GFRP fabricados pelo processo da pultrusão. Optou-se por subdividir o descritivo de exemplos da seguinte maneira: pontes rodoviárias – \$2.3.2.1, pontes pedonais – \$2.3.2.2 e componentes secundários – \$2.3.2.3. Naturalmente que a atenção maior recaiu sobre as mais recentes aplicações em pontes pedonais, tendo em conta o âmbito específico da presente tese.

#### 2.3.2.1 Pontes rodoviárias

A primeira ponte rodoviária totalmente compósita foi construída no Reino Unido, perto de Gloucester, em 1994, *vd*. Fig. 2.21 (a). Esta ponte tem 8,5 m de vão e uma largura de 4,4 m, em que o tabuleiro é formado por lajes pultrudidas pré-fabricadas do sistema ACCS: perfis tubulares de GFRP com uma secção quadrangular, preenchidos com espuma polimérica de baixa densidade. Estes painéis celulares foram dispostos em ambas as direcções sobre uma série de vigas longitudinais de GFRP, sendo colados com resina epoxídica [**2.49**]. O peso total do tabuleiro é aproximadamente de 4,5 tonf, para uma área aplicada de painéis de 35,0 m<sup>2</sup>, correspondendo a uma relação de 13,5 entre as sobrecargas e o peso próprio. De facto, a leveza do tabuleiro neste tipo de ponte móvel (basculante) representa a mais-valia retirada da aplicação do material pultrudido, permitindo sistemas mecânicos de elevação mais acessíveis (em automação e custos), que os utilizados na generalidade das pontes correntes [**2.49**]. Outro exemplo da vantagem atrás referida, foi a recente substituição, em 2004, do tabuleiro móvel da quase secular ponte metálica *Broadway*, em Portland no estado de Oregon (EUA), *vd*. Fig. 2.21 (b), por um mais leve formado por painéis multicelulares de GFRP [2.43]. Foram aplicados uma série de painéis do sistema DuraSpan, com requisitos específicos de fabricação de maneira a reduzir o número de elementos tradicionais a aplicar, em particular lajes pré-esforçadas de betão. As ligações dos painéis à superstrutura em aço (vigas longitudinais) foram realizadas com recurso a técnicas convencionais, seme-lhantes às utilizadas nas vigas mistas aço-betão, tendo sido aplicados conectores de corte em aço, inseridos em cavidades preenchidas com argamassas leves, nas secções de ligação.



Figura 2.21: Pontes rodoviárias basculantes: (a) Bonds Mill (UK) [2.49] e (b) Broadway (EUA) [2.43].

Apesar das operações de substituição do tabuleiro exigirem o encerramento da circulação rodoviária, estas processaram-se durante os meses de verão, em 60 dias, mantendo a ponte disponível o tráfego fluvial por períodos regulares (abertura das básculas durante 4 horas por dia), *vd.* Fig. 2.22. Dada a importância comercial desta ponte no circuito citadino, como condicionante principal, exigia-se destes painéis não só uma instalação bastante rápida, como também, das suas formas uma segurança acrescida no caso de se accionar o sistema de elevação da ponte. Além disso, a durabilidade e a resistência aos ambientes agressivos (tráfego intenso e meio fluvial) do material pultrudido pesaram na escolha desta solução compósita, visto que a necessidade de substituir o tabuleiro existente se deveu, precisamente, ao seu avançado estado de deterioração (corrosão e desgaste) **[2.43]**.



Figura 2.22: Instalação de painéis na ponte Broadway através de gruas (32 painéis numa área de 3.660 m<sup>2</sup>) [2.43].

No âmbito de projectos de investigação levados a cabo na Universidade de Virgínia, em colaboração com o fabricante Strongwell, diversos estudos foram desenvolvidos na reabilitação de pontes, inseridas na rede viária do estado da Virgínia (EUA) **[2.50]**. Um desses casos de estudo refere-se à ponte *Tom's Creek*, cuja construção inicial data de 1934. Depois de ter sido alvo de reparação em 1964, na década de 90, a sua superstrutura constituída por um tabuleiro de madeira (revestido em betuminoso), assente em vigas metálicas, apresentava patologias de diversa ordem (corrosão acentuada) **[2.50]**. A solução proposta passou pela substituição das vigas longitudinais de aço por perfis pultrudidos de natureza híbrida (viniléster em fibras de vidro e de carbono), com uma secção de alma dupla (altura de 914 mm), *vd*. Fig. 2.23. Tendo em conta a nova geometria da secção, o vão foi aumentado de 9,1 para 11,8 m, correspondendo à distância entre os encontros de betão armado. O restante tabuleiro foi formado por 10 painéis laminados de madeira (impregnados), que apoiaram nas vigas pultrudidas, afastadas entre si 1,1 m.



*Figura 2.23*: Ponte rodoviária *Tom's Creek* (EUA) **[2.50]**: (a) instalação das vigas longitudinais, (b) perfis híbridos de alma dupla e (c) vista lateral da ponte após reabilitação.

A obra acima referida foi concluída em 2001 e representa um verdadeiro caso de estudo dos novos perfis pultrudidos. Envolveu uma série de trabalhos académicos, dos quais se destacaram progressos nas seguintes áreas: experimental à escala real, caracterização do material híbrido, modelação do comportamento à rotura, análise da resistência e da rigidez de flexão e de corte, previsão à fluência a longo prazo, avaliação da durabilidade sob os efeitos ambientais na vida útil **[2.44,2.50]**.

Os resultados daqueles estudos analíticos e experimentais revelaram-se bastantes promissores, a par dos actuais provenientes de uma monitorização efectuada à ponte. A flecha máxima registada é na ordem da relação *L*/1.100, atribuindo-se essa deformabilidade à acção compósita, conseguida de modo parcial através das ligações painel–perfil pultrudido, à restrição sobre os apoios e à contribuição da rigidez das guardas de segurança. A secção de alma dupla, com banzos externos, contribui para o aumento da rigidez de corte da superstrutura, como também da resistência à encurvadura lateral por flexão-torção. A rigidez melhorada significou uma redução do efeito de corte na deformabilidade total, que neste tipo de estrutura compósita pode chegar a atingir contribuições de 20% **[2.50]**.

Em paralelo com as investigações anteriores, decorriam outros projectos focados no desenvolvimento dos sistemas pré-fabricados de laje em GFRP, sobretudo do tipo multicelular. Em 1997, foram instalados os primeiros tabuleiros pultrudidos em pontes rodoviárias dos EUA: uma com superstrutura totalmente compósita (*Laurel Lick Bridge*), outra mista composta por vigas de aço – painéis GFRP (*Wickwire Run Bridge*). Ambos os tabuleiros foram construídos com painéis do sistema SuperDeck, na forma hexagonal e trapezoidal, dispostos na direcção transversal [**2.8**]. Na Figura 2.24 apresentam-se algumas das fases da construção da ponte *Wickwire Run*, em que a rapidez com que se processa a instalação deste tipo de tabuleiros é bem perceptível (tabuleiro da ponte *Laurel Lick* foi instalado em 5 horas).



*Figura 2.24*: Ponte rodoviária sobre o rio *Wickwire Run*, Virgínia (EUA) **[2.8]**: (a) instalação dos painéis SuperDeck e (b) montagem final do tabuleiro.

A par do desenvolvimento das lajes estruturais SuperDeck, pioneiras da Creative Pultrusions, surgiam as do sistema DuraSpan (Martin Marietta Composites) **[2.28]** – Fig. 2.25, e do tipo ACCS, sendo as últimas formadas por duas placas pultrudidas coladas a um conjunto de perfis pultrudidos de GFRP (em geral, tubulares quadrangulares), ligados entre si com varões em aço **[2.38]** – Fig. 2.26.



*Figura 2.25*: (a) Ligação em fábrica dos componentes por colagem e (b) instalação do tabuleiro modular de uma (c) ponte construída com painéis de laje pré-fabricados multicelulares do tipo DuraSpan **[2.28]**.

A simplificação do transporte de tabuleiros formados por painéis pré-fabricados tem representado, de facto, uma vantagem decisiva para o aumento de soluções totalmente compósitas ou híbridas em pontes de pequeno a médio vão.



*Figura* 2.26: Instalação de painéis de laje pré-fabricados do tipo ACCS, para substituição pontual do piso de betão da estrada interestadual I-81 em Troutville, Virgínia (EUA) **[2.38,2.44]**.

A Figura 2.27 mostra um tabuleiro de 8 m de comprimento em cima de um reboque de 12 m de um camião, pertencente à ponte rodoviária sobre o rio *Mill*, em Delaware (EUA). Trata-se de uma ponte nova híbrida que foi instalada na rede viária dos EUA em 1999, cujo tabuleiro pré-fabricado, composto por painéis sanduíche do tipo Hardcore, foi apoiado sobre uma estrutura de perfis metálicos **[2.51]**.



Figura 2.27: Transporte do tabuleiro pré-fabricado construído no sistema sanduíche do tipo Hardcore [2.51].

Como uma das primeiras aplicações de painéis pultrudidos pré-fabricados no sistema ASSET (Fiberline), tem-se a ponte rodoviária *West Mill*, construída há relativamente poucos anos no Reino Unido. Toda a sua superstrutura é bastante leve e foi construída num pequeno estaleiro próprio junto à estrada, sendo depois elevada de uma só vez, numa única peça, e instalada em poucas horas, *vd*. Fig. 2.28 [2.26,2.31].



*Figura 2.28*: Ponte rodoviária *West Mill*, Oxfordshire, Reino Unido (2002): (a) elevação do tabuleiro pré-fabricado do sistema ASSET e (b) vista geral da ponte **[2.26]**.

Na Figura 2.29 apresentam-se as várias etapas de construção de uma ponte nova, 100% compósita, construída em Ohio, (Tech 21), no ano de 1997, com um vão de 10,06 m e uma largura de 7,32 m. Além de se tratar de uma das primeiras pontes rodoviárias construídas nos EUA, exclusivamente com materiais FRP, esta ponte tem como particularidade o facto de apresentar um tabuleiro com uma secção fechada em caixão, formado por um conjunto de 3 vigas em U, sobre as quais foram colados uma série de painéis compósitos pré-fabricados. Enquanto as vigas longitudinais de apoio foram produzidas com aquela secção, especificamente, por processo de laminação manual, os painéis de laje foram fabricados por pultrusão, sendo ambos os elementos do mesmo material: resina de poliéster reforçada com fibra de vidro. As ligações foram realizadas em fábrica, tendo-se procedido apenas à instalação em obra dos três módulos associados dos elementos, unidos posteriormente por colagem de base epoxídica [2.52].





No decorrer da última década, na Coreia do Sul, a aplicação de painéis de laje multicelulares de GFRP têm tido uma larga aceitação também na construção nova de tabuleiros de pontes rodoviárias **[2.53]**, quer sobre uma estrutura de suporte metálica – vd. Fig. 2.30, quer de betão armado – vd. Fig. 2.31. O segundo caso representa, actualmente, a maior instalação compósita do mundo em termos de tabuleiro aplicado em ponte rodoviária – 300 m de comprimento e 35 m de largura. A estrutura é do tipo vigada e foi construída em 2007 no cais do porto de Busan. É conhecida como a ponte *Noolcha*. Os painéis são formados por uma secção transversal segundo uma geometria trapezoidal ou rectangular. Os painéis são dotados de um sistema próprio de ligação entre eles, por encaixe geométrico do tipo "macho-fêmea", reforçada por via adesiva. Neste caso, as ligações à estrutura de suporte são executadas por via mecânica, recorrendo a conectores chumbados com argamassa no interior do painel **[2.54]**.



*Figura 2.30*: Instalação de painéis multicelulares GFRP sobre uma estrutura metálica de suporte de uma ponte rodoviária, Coreia do Sul (2006) **[2.54]**.



*Figura 2.31*: Instalação de painéis multicelulares GFRP sobre a estrutura de betão armado da ponte rodoviária *Noolcha*, Coreia do Sul (2007) **[2.54]**.

Na Figura 2.32 mostra-se a instalação da primeira ponte rodoviária mista aço–GFRP construída na Alemanha (2008). Trata-se de uma passagem superior (Auto-Estrada B3) com um vão de 27 m. A laje do tabuleiro é formada por painéis multicelulares pultrudidos de GFRP (altura de 225 mm), que assentam em duas vigas metálicas com uma secção-H de altura variável (625 mm a meio vão e 900 mm nos apoios). O pavimento é em betão polimérico. A ponte foi dimensionada para uma capacidade de carga de 40 tonf **[2.55]**.



*Figura 2.32:* Instalação do tabuleiro misto compósito da ponte Friedberg, Alemanha (2008) **[2.56]**, incluindo pormenor virtual da secção transversal do tabuleiro misto **[2.55]**.

#### 2.3.2.2 Pontes pedonais

Anterior às primeiras pontes construídas nos EUA em 1995, na Europa, havia-se já erguido em 1992 a primeira ponte pedonal totalmente compósita, *vd*. Fig. 2.33. Esta atravessa o rio Tay em Alfberfeldy, na Escócia, e é constituída pelos seguintes elementos: i) painéis modulares pultrudidos de GFRP do tipo ACCS, ii) tirantes em material AFRP (Kevlar-49 revestido em tinta) e iii) colunas pultrudidas de GFRP.

Trata-se de uma ponte com um tabuleiro suspenso em tirantes, num comprimento total de 120 m e numa largura de 2 m, apoiado em duas colunas em "A", com 18 m de altura. Dimensionada para uma capacidade de carga de 45 tonf, posteriormente foi reforçada localmente no tabuleiro através de laminados de CFRP, para comportar a circulação de ciclomotores **[2.49]**. A escolha de uma solução destas é justificada pela simples razão de se ter pretendido uma ponte localizada sobre um campo de golfe, exigindo-se um processo simples e leve para a sua construção e instalação (duração de 10 semanas). Para além da habitual exigência, associada aos reduzidos custos do material e de manutenção, a integração paisagística da ponte no campo foi, igualmente, um factor decisivo.

A Figura 2.34 mostra um outro exemplo de uma ponte pedonal, com via para velocípedes, construída em 2001, também no Reino Unido (Cornwall). Refere-se a uma passagem superior com um vão de 32 m e uma largura de 4 m. O tabuleiro encontra-se suspenso por cabos de aço, amarrados a colunas metálicas fixas nas zonas dos encontros, sendo constituído por painéis sanduíche de GFRP apoiados numa grelha de vigas dentro do núcleo. A instalação decorreu num período de 24 horas [2.47].



Figura 2.33: Ponte pedonal Alfberfeldy (1992) [2.49]. Figura 2.34: Ponte pedonal Halgavor (2001) [2.47].

Nas Figuras 2.35 e 2.36 mostram-se dois exemplos de pontes pedonais 100% compósitas, em que o reduzido peso próprio dos tabuleiros permitiu efectuar instalações bastante rápidas, recorrendo para o efeito a um helicóptero devido à inacessibilidade das regiões. Enquanto que a ponte *Parson* se encontra instalada de forma permanente sobre um vale em Dyfed (Reino Unido), a *Pontresina* é uma ponte amovível, sendo retirada das montanhas da Suíça, sazonalmente, durante as épocas primaveris. O processo de instalação da última demora cerca de 4 horas. Ambas as pontes foram construídas à base de elementos pultrudidos de GFRP [2.47,2.51].

O tabuleiro de um só tramo da ponte *Parson* tem um comprimento total de 17,5 m e uma largura 0,76 m, sendo constituído por painéis pré-fabricados do sistema modular ACCS, com um peso total de 1 tonf.

A ponte *Pontresina* é formada por dois tramos em treliça, em modelo de viga simplesmente apoiada, cada um com 12,5 m de vão e uma largura de 1,5 m. As ligações nas treliças foram realizadas em fábrica, recorrendo a técnicas de aparafusamento e colagem, para controlo de qualidade. O ambiente agressivo das regiões onde se encontram instaladas as pontes pedonais foi decisivo nas soluções adoptadas, tendo em conta a elevada resistência à corrosão e a durabilidade dos elementos aplicados, para além dos custos efectivos de instalação [2.47,2.51].





Figura 2.35: Pontresina Bridge, Suíça (1997) [2.51]. Figura 2.36: Parson Bridge, País Gales (1995) [2.47].

A Figura 2.37 diz respeito à primeira ponte 100% compósita construída sobre uma via férrea, estando instalada na cidade de Kolding na Dinamarca (data de construção 1997). Trata-se de uma ponte pedonal atirantada (8 tirantes), com 2 tramos de 13 e 27 m apoiados assimetricamente num pilar central com 18,5 m de altura. Com um comprimento total de 40,3 m e uma largura de 3,2 m, a ponte tem um peso total de 12,5 tonf, que corresponde a 50% do peso de uma solução estrutural em aço equivalente **[2.29]**.



Figura 2.37: Ponte pedonal Kolding, Dinamarca (1997): (a) transporte de um tramo e (b) vista geral [2.29].

Toda a estrutura da ponte *Kolding* é composta por elementos GFRP, à excepção dos parafusos metálicos, dos encontros e da fundação do pilar (betão). O tabuleiro foi construído a partir de 12 tipos de perfis pultrudidos *correntes*, tendo sido os painéis laterais fabricados através de técnicas de moldagem por compressão. De forma a melhorar a resistência à abrasão, foi utilizada areia na composição dos perfis do tabuleiro. As ligações (primárias por aparafusamento e secundárias por colagem) foram realizadas em fábrica e onde o pilar foi pré-fabricado com perfis pultrudidos. Para os tirantes recorreram-se a barras pultrudidas de secção tubular quadrada – dimensões  $100 \times 100 \times 8$  mm. A ponte foi dimensionada para uma sobrecarga distribuída de 5 kN/m<sup>2</sup> e uma carga concentrada de 50 kN, correspondentes às acções da neve e de um veículo de emergência, respectivamente. Com a aplicação de elementos pultrudidos de GFRP foi possível garantir uma interferência, praticamente, insignificante com o campo magnético das catenárias que atravessam sob a ponte **[2.21,2.29]**.

Um exemplo recente de uma aplicação do género, sobre uma linha de comboio, correspondente à ponte de Lérida, construída em 2001, *vd*. Fig. 2.38. Estima-se que os custos totais iniciais tenham sido 5 a 10% superiores aos custos das soluções alternativas em aço ou betão armado, não obstante os custos de manutenção, na região pluviosa onde se insere a ponte, preverem-se mais reduzidos do que os correspondentes àquelas soluções convencionais. O baixo peso próprio do tabuleiro permitiu que fosse instalado apenas em 18 horas (3 sessões), sem ter sido imperativo interromper a circulação ferroviária [**2.57**].



Figura 2.38: Ponte Lérida, Espanha (2001): (a) vista geral e (b) instalação do tabuleiro por meio de grua [2.57].

Trata-se de uma ponte de referência da utilização de FRP na Península Ibérica, em que um dos factores decisivos à sua concepção, em conformidade com a solução adoptada, foi a propriedade de transparência electromagnética de que estes materiais são dotados. A leveza da superstrutura, com um peso de apenas 19 tonf, permitiu a sua rápida instalação sobre as passadeiras de acesso (em betão), em cerca de 3 horas. As ligações foram todas realizadas por aparafusamento, utilizando chapas e parafusos de aço inoxidável. Refere-se que, por razões de ordem estética, foram aplicados uns cabos de aço ( $\phi$ 12) [**2.57**].

A ponte pedonal *Schwerin-Neumühle*, construída na Alemanha nos finais de 2003, é uma referência da utilização quer de perfis pultrudidos, quer de painéis de laje de GFRP, em pontes suspensas com vãos consideráveis, *vd*. Fig. 2.39. Encontra-se instalada sobre uma importante via rodoviária, apresentando um tabuleiro com um comprimento total de 45 m e uma largura de 3 m, construído por 2 tramos apoiados num pilar central em forma de A, com vãos aproximadamente de 19 e 26 m.



Figura 2.39: Vistas da ponte Schwerin-Neumühle, Alemanha (2003): (a) geral e (b) inferior do tabuleiro [2.47].

Praticamente, todo o tabuleiro foi pré-fabricado em material pultrudido de GFRP, utilizando diversos perfis típicos de diferentes secções. As ligações foram realizadas maioritariamente por aparafusamento, o que permitiu a montagem em fábrica de um sistema vigado em grelha, como se mostra na Figura 2.40. Sobre este sistema apoiaram as placas de revestimento da ponte, igualmente produzidas com material GFRP. De forma a garantir maiores níveis de estabilidade ao tabuleiro, foram fixadas ainda diagonais de GFRP sob a grelha de perfis, *vd.* Fig. 2.41 [**2.47**].



*Figura 2.40*: Pormenor do tabuleiro da ponte *Schwerin-Neumühle* em modelo de grelha, montado em fábrica com perfis pultrudidos (*inc.* pormenor de vista) [2.47].



*Figura 2.41*: Instalação dos dois tramos da ponte *Schwerin-Neumühle* (vãos de 19 m e 26 m), com recurso a auto-gruas (*inc.* pormenor de vista) [**2.47**].

Tanto os cabos de suspensão do tabuleiro como o pilar de 21 m de altura foram materializados em aço, enquanto os encontros em betão armado. Uma vez mais, a leveza do tabuleiro assegurou procedimentos de transporte facilitados, permitindo também uma rápida instalação do mesmo, de uma vez só, com recurso a gruas, efectuada por dois turnos correspondentes aos dois vãos.

Em 2006, na Coreia do Sul, foi construída a ponte pedonal *Wolchul Mountain*, *vd*. Fig. 2.42. Desenvolvida numa zona montanhosa, esta ponte é do tipo suspensa apresentando um vão de 53 m e uma largura de 1 m. O seu tabuleiro é constituído por painéis de uma sistema similar ao ACCS, ligados entre si por encaixe geométrico do tipo *interlock* (*snap-fit*) **[2.58]**.



Figura 2.42: Ponte pedonal Wolchul Mountain, Coreia do Sul (2006) [2.59].

Por último, na Figura 2.43 mostra-se a ponte pedonal *Sant Fruitós* construída em 2009, a 59 km de Barcelona – passagem superior sobre a via N-141C. Trata-se de uma estrutura mista do tipo *bow-string*, que vence um vão de 40 m para um comprimento total da ponte de 55 m. O seu arco em aço inoxidável é ligado a um tabuleiro compósito constituído por vigas de GFRP com um comprimento de 3 m (largura do tabuleiro) e uma secção trapezoidal (paredes laminadas com uma espessura de 10 mm). A montagem e instalação da estrutura mista da ponte decorreu de forma bastante célere, por dois períodos nocturnos, tendo sido apenas necessário interromper o tráfego rodoviário por breves horas **[2.60]**.



Figura 2.43: Ponte pedonal Sant Fruitós del Bages sobre o eixo viário N-141C, Espanha (2009) [2.60].

#### 2.3.2.3 Componentes secundários

Outra aplicação dos elementos de GFRP como componentes de pontes, ainda que sem função estrutural, é na montagem de sistemas de revestimento ou de protecção. Estes podem ser aplicados quer na zona inferior dos tabuleiros quer nas zonas laterais [**2.64,2.47**]. Os objectivos passam por criar plataformas de apoio "*open space*" para trabalhos de manutenção e inspecção, *vd*. Fig. 2.44, sem a necessidade de impedir a circulação do tráfego, e proteger a superstrutura dos ambientes agressivos, *vd*. Fig. 2.45.





*Figura 2.44*: Sistemas de blindagem com painéis de GFRP de baixa densidade (curvos e planos): (a) *Green Bridge*, Londres **[2.46]** e (b) A19 – *Tees Viaduct*, Middlesbrough (Reino Unido) **[2.47]**.



Figura 2.45: Ponte Second Severn River Crossing (Reino Unido): (a) acesso de AE e (b) interior da plataforma [2.47].

Em nota conclusiva, interessa ainda referir que a viabilidade da utilização de guardas de segurança constituídas por pultrudidos de GFRP foi analisada por **Bank** e **Gentry [2.61]**, embora esse estudo tenho sido dedicado às aplicações na rodovia como *rails* de protecção das estradas. Do melhor conhecimento do autor, desconhece-se a utilização deste tipo de material em pontes rodoviárias, sendo apenas reconhecida a sua aplicação na qualidade de guarda-corpos (por exemplo, passagens e pontes pedonais, vãos de escadas, galerias e corredores pedonais). Este assunto é referenciado no **Capítulo 4**, no âmbito do desempenho das ligações, em particular das técnicas de execução de ligação destes componentes secundários aos tabuleiros pré-fabricados compósitos.

#### 2.4 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [2.1] Sá MF (2007); "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa.
- [2.2] Bank LC (2006); "Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials". John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.
- [2.3] Clarke JL, *ed.* (1996). "Structural Design of Polymer Composite". EuroComp, Design Code and Handbook. *The European Structural Polymeric Composites Group*. London: *E & FN Spon, Inc.*
- [2.4] EN 13706 (2002); "Reinforced plastics composites Specifications for pultruded profiles. Part 1: Designations; Part 2: Methods of Test and General Requirements; Part 3: Specific Requirements". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [2.5] Strongwell (*website: www.strongwell.com*).
- [2.6] Correia JPRR (2004); "Perfis pultrudidos de fibra de vidro (GFRP). Aplicação de vigas mistas GFRP – betão." *Tese de Mestrado em Construção*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [2.7] Creative Pultrusions (1999); "The new and improved pultex pultrusion design manual for standard and custom fibre reinforced polymer structural profiles".
- [2.8] GangaRao H, Craigo C (1999); "Use of fibre reinforced polymers in bridge construction". Structural Engineering International, 9(9):286–288.
- [2.9] Keller T (1999); "Towards structural forms for composite fibre materials". *Structural Engineering International*, 9(4):297-300.
- [2.10] Karbhari VM, Zhao L (2000); "Use of composites for 21<sup>st</sup> century civil infrastructure". *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 185:433–454.
- [2.11] Bakis CE, Bank LC, Brown V, Cosenza E, Davalos JF, Lesko JJ, Rizkalla S, Triantafillou T (2002); "Fiber reinforced polymer composites for construction: state-of-the-art review". *Journal of Composites for Construction*, 6(2):73–87.
- [2.12] Keller T (2003); "Use of fibre reinforced polymers in bridge construction". In *Structural Engineering Documents*, 7, IABSE, Zurich.
- [2.13] Pendhari SS, Kant T, Desai YM (2008); "Application of polymer composites in civil construction: a general review". *Composite Structures*, 84:114–124.
- [2.14] Hollaway LC (2010); "A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties". *Construction and Building Materials*, 24:2419–2445.

- [2.15] Correia J, Sá M., Gonilha J, Almeida I, Branco F, Garrido M (2011); "Pontes em plásticos reforçados com fibras (FRP) e betão – FRP". 1<sup>a</sup>s Jornadas de Materiais na Construção, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto.
- [2.16] Valbona M, Reza H, Peter H (2014); "Bridge decks of fibre reinforced polymer (FRP): A sustainable solution". *Construction and Building Materials*, 50:190–199.
- [2.17] Berg K (2002); "Today's structural fibreglass reinforced plastics (FRP)". *Structural Engineer*, 3(1):44–49.
- [2.18] Cabral-Fonseca S (2005); "Materiais compósitos de matriz polimérica reforçada com fibras usados na engenharia civil: Características e aplicações". Informação Técnica Científica – Materiais de Construção (ITMC 35), LNEC, Lisboa.
- [2.19] Smith WF (1998); "Princípios de Ciência e Engenharia dos Materiais". McGraw-Hill, Lisboa.
- [2.20] Fibreforce (2002); "Design manual Engineering composites profiles".
- [2.21] Correia JPRR (2008); "GFRP pultruded profiles in civil engineering: hybrid solutions, bonded connections and fire behaviour". *Tese de Doutoramento em Engenharia Civil*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [2.22] Maji AK, Acree R, Satpathi D, Donnelly K (1997); "Evaluation of pultruded FRP composites for structural applications". *Journal of Materials in Civil Engineering*, 9(3):154–158.
- [2.23] Michaeli W, Jurss D (1996); "Thermoplastic pull-braiding: pultrusion of profiles with braided fibre lay-up and thermoplastic matrix system (PP)". *Composites: Part A*, 27(1):3–7.
- [2.24] Nagahama KJ (2003); "Análise de estabilidade local em perfis de secção aberta em aço e em resina reforçada com fibra de vidro". *Dissertação para obtenção do grau de Doutor em Ciências em Engenharia Civil*, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro.
- [2.25] Mallick PK (1993); "Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing and Design". Marcel Dekker, New York.
- [2.26] Fiberline (*website: www.fiberline.com*).
- [2.27] Owens Corning (*website: www.owenscorning.com*).
- [2.28] Martin Marietta Composites (*website: www.martinmariettacomposites.com*).
- [2.29] Braestrup M (1999); "Footbridge constructed from glass-fibre-reinforced profiles, Denmark". *Structural Engineering International*, 9(9):256–258.
- [2.30] Meier U (2000). "Composite materials in bridge repair". *Applied Composite Materials*, 7(2-3): 75–94.
- [2.31] Keller T (2001); "Recent all-composite and hybrid fibre-reinforced polymer bridges and buildings". *Progress in Structural Engineering and Materials*, 3:132–140.

- [2.32] Gurtler H (2004); "Composite action of FRP bridge decks adhesively bonded to steel main girders". Doctoral Thesis in Civil Engineering, EPFL-CCLab, Nº 3135.
- [2.33] Karbhari VM (1998); "Use of composites materials in civil infrastructure in Japan". WTEC Monograph, National Science Foundation, Washington.
- [2.34] Razzaq Z, Prabhakaran R, Sirjani MM (1996); "Load and resistance factor design (LRFD) approach for reinforced-plastic channel beam buckling". *Composites: Part B*, 27(3-4): 361–369.
- [2.35] Davalos JF, Qiao PZ, Xu XF, Robinson J, Barth KE (2001); "Modelling and characterization of fibre-reinforced plastic honeycomb sandwich panels for highway bridge applications". *Journal* of Composites Structures, 52(3-4): 441–452.
- [2.36] Zhou A (2002); "Stiffness and strength of fibre reinforced polymer composites bridge deck systems". *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [2.37] Keller T, Gurtler H (2005); "Quasi static and fatigue performance of a cellular FRP bridge adhesively bonded to steel girders". *Composites Structures*, 70(4): 484–496.
- [2.38] Hayes MD, Ohanehi D, Lesko JJ, Cousins TE, Witcher D (2000); "Performance of tube and plate fiber glass composite bridge deck". *Journal of Composites for Construction*, 4(2):48–55.
- [2.39] Fiberline Composites (2002); "Fiberline design manual".
- [2.40] Martin Marietta Composites (2002); "DuraSpan Fiber-Reinforced Polymer Bridge Deck Systems".
- [2.41] Fiberline (*website: www.fiberline.com*).
- [2.42] Zhou A, Keller T (2005); "Joining techniques for fibre reinforced polymer bridge deck system". *Composites Structures*, 69(3):336–345.
- [2.43] Keller T (2004); "Fiber-reinforced polymer bridge decks Status report and future prospects". *Bridge Design & Engineering (website: <u>www.cobrae.org</u>).*
- [2.44] Temeles AB (2001); "Field and Laboratory Tests of a Proposed Bridge Deck Panel Fabricated from Pultruded Fiber-Reinforced Polymer Components". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [2.45] STEP (*website*: <u>www.step.pt</u>).
- [2.46] Halliwell S (2000); "Polymer composites in construction". Centre for Composites in Construction –*BRE Press*.
- [2.47] Halliwell S, Reynolds T (2004); "Effective use of fibre reinforced polymers materials in construction". Centre for Composites in Construction (FBE Report 8) – *BRE Press*.
- [2.48] Chambers RE (1997); "ASCE design standard for pultruded fibre-reinforced-plastic (FRP) structures". *Journal of Composites for Construction*, 1(1):26–38.

- [2.49] Burgoyne C (1999); "Advanced composites in civil engineering in Europe". *Structural Engineering International*, 9(9): 267–273.
- [2.50] Hayes MD (2003); "Characterization and modelling of a fiber-reinforced polymeric composite structural beam and bridge structure for use in the Tom's Creek Bridge rehabilitation project". *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Faculty of the Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [2.51] Keller T (2002); "Overview of fibre-reinforced polymers in bridge construction". *Structural Engineering International*, 12(2): 66–70.
- [2.52] Foster DC, Richards D, Bogner BR (2000); "Design and installation of fibre-reinforced polymer composite bridge". *Journal of Composites for Construction*, 4:33–37.
- [2.53] Lee SW, Hong KJ, Park S (2010); "Current and future applications of glass fibre reinforced polymer decks in Korea". *Structural Engineering International*, 20(4):405–408.
- [2.54] Lee SW, Hong KJ (2007); "Experiencing more composite-deck bridge and developing innovative profile of snap-fit connections". *Proceedings of COBRAE Conference*, Stuttgart, Germany.
- [2.55] Knippers J, Pelke E, Gabler M, Berger D (2010); "Bridges with glass fibre-reinforced polymer decks: the road bridge in Friedberg Germany". *Structural Engineering International*, 20(4):400–404.
- [2.56] Website: www.roadtraffic-technology.com/projects/friedberg-bridge/.
- [2.57] Sobrino JA, Pulido MD (2002); "Towards Advanced Composite Material Footbridges". *Structural Engineering International*, 12(9): 84–86.
- [2.58] Lee SW, Hong, KJ, Ketel J (2008); "Composite 'Delta Deck' of innovative snap-fit connection for new and rehabilitated footbridges". Footbridge 2008: *Third International Conference*, Porto.
- [2.59] Website: www.discoveringkorea.wordpress.com/2009/04/29/wolchulsan-mountain.
- [2.60] Sobrino JA (2011); "Light and durable steel–GFRP pedestrian bridges". *Proceedings of IABSE Symposium*, London.
- [2.61] Bank LC, Gentry TR (2001); "Development of a pultruded composite material highway guard-rail". *Composites: Part A*, 32:1329–1338.

# CAPÍTULO 3

## COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

3.1	CONSIDERAÇÕES INICIAIS					
	3.1.1	PAINEL	MULTICELULAR PULTRUDIDO	55		
		3.1.1.1	Caracterização geométrica da secção	57		
		3.1.1.2	Constituição física e material do painel	60		
	3.1.2	OUTRO	S MATERIAIS	62		
		3.1.2.1	Adesivos estruturais	62		
		3.1.2.2	Espuma leve expansível	64		
		3.1.2.3	Ligantes de revestimento	66		
	3.1.3	PROGRA	AMA EXPERIMENTAL E TERMINOLOGIA	68		
3.2	CAR	ACTERIZ	ZAÇÃO MECÂNICA DO MATERIAL	70		
	3.2.1	Abord	AGEM TEÓRICA – CLT	71		
	3.2.2	CARAC	TERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO MATERIAL	75		
		3.2.2.1	Propriedades globais do material: médias, características e de cálculo	80		
		3.2.2.2	Propriedades de rigidez equivalentes (efectivas) dos laminados	83		
	3.2.3	CARAC	TERIZAÇÃO DA SECÇÃO À COMPRESSÃO	84		
		3.2.3.1	Ensaio de compressão longitudinal	84		
		3.2.3.2	Ensaio de compressão transversal	87		
	3.2.4	Сомро	RTAMENTO À PERFURAÇÃO ESTÁTICA	90		
		3.2.4.1	Campanha experimental	91		
		3.2.4.2	Apresentação dos resultados experimentais	94		
		3.2.4.3	Análise e discussão dos resultados experimentais	100		
3.3	Сом	PORTAN	MENTO EM FLEXÃO NA DIRECÇÃO DA PULTRUSÃO	108		
	3.3.1	PROCEE	DIMENTOS DE ANÁLISE DE PAINÉIS DE LAJE MULTICELULARES EM FLEXÃO	109		
		3.3.1.1	Caracterização mecânica – secção transversal	111		
		3.3.1.2	Comportamento estrutural – painel multicelular	111		
	3.3.2	Ensaio	S ESTÁTICOS EM FLEXÃO	119		
		3.3.2.1	Objectivos e princípios do ensaio	119		
		3.3.2.2	Configuração experimental dos painéis	121		
		3.3.2.3	Procedimentos experimentais	124		
		3.3.2.4	Apresentação e análise dos resultados do comportamento em serviço	129		
		3.3.2.5	Apresentação e análise dos resultados do comportamento à rotura	137		
	3.3.3	Ensaio	S DINÂMICOS EM FLEXÃO	150		
		3.3.3.1	Objectivos e princípios do ensaio	150		
		3.3.3.2	Procedimentos experimentais	151		
		3.3.3.3	Apresentação e análise dos resultados da caracterização dinâmica	153		

	_		
3.4	CON	CLUSÕES	
		3.3.5.4 Análise geometricamente não linear (ELU)	180
		3.3.5.3 Análise linear de estabilidade (ELU)	177
		3.3.5.2 Análise de vibração (ELS)	176
		3.3.5.1 Análise estática linear (ELS)	171
	3.3.5	DISCUSSÃO DAS INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAL, ANALÍTICA E NUMÉRICA	170
		3.3.4.2 Modelações numéricas	164
		3.3.4.1 Formulações analíticas	157
	3.3.4	ESTUDOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS	157

ARTIGOS EM REVISTA / CONFERÊNCIA

<sup>•</sup> E Tomás, MF Sá, JR Correia, AM Gomes, NP Silvestre, "*Comportamento estrutural em flexão de painéis multicelulares pultrudidos de GFRP com aplicação em tabuleiros de pontes pedonais*". *Mecânica Experimental*, APAET; nº 21, pp. 51-63, 2012.

<sup>•</sup> Prémio *Eng.<sup>a</sup> Cruz Azevedo* 2012 da APAET (Associação Portuguesa de Análise Experimental de Tensões), referente ao artigo: E Tomás, MF Sá, JR Correia, AM Gomes, NP Silvestre, "*Comportamento estrutural em flexão de painéis multicelulares pultrudidos de GFRP com aplicação em tabuleiros de pontes pedonais*". *Mecânica Experimental*; nº 21, pp. 51-63, 2012.

#### **CONSIDERAÇÕES INICIAIS** 3.1

O presente capítulo é dedicado em exclusivo à caracterização mecânica e ao comportamento estrutural do painel multicelular de GFRP, que foi aplicado na Obra de Construção da Ponte Pedonal Compósita S. Mateus, Viseu. Em primeiro lugar, nesta Secção 3.1 é realizada uma descrição pormenorizada do painel de estudo, bem como de outros materiais intervenientes no trabalho desenvolvido ao longo da tese. De seguida, na Secção 3.2 são apresentados os resultados de um conjunto de ensaios de caracterização mecânica do material laminado, incluindo da secção celular e, em particular, dos banzos à perfuração quasi estática. A Secção 3.3 é destinada à análise do comportamento estrutural do painel em flexão, na sua direcção principal (pultrusão), com base em estudos experimentais, analíticos e numéricos. É dado um interesse acrescido aos métodos de avaliação das constantes elásticas, em especial da rigidez de corte, em virtude da elevada deformabilidade neste tipo de elemento de GFRP, por norma condicionante no dimensionamento estrutural. Por último, são tecidas as respectivas conclusões na Secção 3.4.

#### 3.1.1 PAINEL MULTICELULAR PULTRUDIDO

O painel de laje em estudo corresponde a um elemento pré-fabricado pultrudido de GFRP, produzido recentemente pela empresa Kookmin Composite Infrastruture Inc. (Seul, Coreia do Sul), sob a designação comercial DELTA DECK<sup>TM</sup> SF.75.L<sup>1</sup> [**3.1**], *vd*. Figs. 3.1 e 3.2.





(fotografia cedida por Sinzeon Park, Seul).

Figura 3.1: Palete importada com 32 painéis SF75L Figura 3.2: (a) Imagem virtual tridimensional do painel com (b) pormenor da aba de ligação (snap-fit).

Tendo em conta o plano experimental proposto e o objectivo último da execução de um protótipo de ponte, foram adquiridos à empresa um total de 32 painéis individuais, tendo sido prevista a seguinte distribuição: (i) 11 un. destinadas à campanha de ensaios e (ii) 21 un. a destinar ao protótipo da ponte (2 un. de reserva). Os painéis deram entrada no Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais do Instituto Superior Técnico durante o período estival de 2010.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> SF.75.L – acrónimo em inglês, Snap-Fit – 75 mm – Light. Informação disponibilizada pelo fabricante em Anexo B.1 [3.1].

Individualmente, o painel é caracterizado por uma secção transversal multicelular vazia (7 células<sup>1</sup>), com uma largura (*B*) e altura (*h*) nominais absolutas de 775×75 mm, para um comprimento total (*L*) de 2500 mm na direcção principal – longitudinal de pultrusão, *vd*. Fig. 3.2. Esta última dimensão foi seleccionada em função da largura inicialmente prevista para o protótipo da ponte pedonal. Em relação a esta grandeza transversal da ponte, foram tomados em consideração, não só, a unidade de passagem desejável para atravessia de peões e velocípedes, como a facilidade de transporte associada ao processo de montagem em fábrica e à sua instalação *in situ*, sem com isso acarretar custos acrescidos. Tal como se mostra na Figura 3.2, ao longo de cada uma das extremidades longitudinais é disposta de forma assimétrica, em relação à secção tubular, uma aba de ligação – *snap-fit*, que permite assegurar a ligação sucessiva entre painéis através de um sistema de encaixe vertical por pressão ("assemblagem").



Figura 3.3: Relação entre coordenadas de eixos (a) global e (b) local do painel multicelular.

Na Figura 3.3 é mostrada a relação entre eixos coordenados local (paredes da secção) e global (painel), em correspondência com as direcções principais adoptadas no âmbito da caracterização mecânica do material e do comportamento estrutural do painel. Respectivamente, estas direcções reflectem quer a própria natureza ortotrópica do laminado, quer o carácter estrutural ortotrópico do painel de laje. A convenção adoptada é em tudo idêntica à descrita na  $CLT^2$ , em que a direcção  $L(0^\circ)$  – eixo X, indica a direcção longitudinal do elemento, *i.e.*, paralela ao reforço principal na direcção da pultrusão; e a designada direcção transversal – *T*, faz um ângulo de 90° com a direcção longitudinal – eixo Y. No sistema de coordenadas global, o eixo Z corresponde à direcção perpendicular ao plano formado pelas duas direcções anteriores. Importa referir que as direcções definidas sobre o painel singular (mecânica e estruturalmente) correspondem numa ordem inversa às que, habitualmente, se utilizam para designar os eixos longitudinal e transversal de uma ponte, em virtude do modo de disposição dos painéis – transversalmente sobre uma estrutura de suporte como, por exemplo, um modelo vigado, *cf.* Fig. 2.9 (**Capítulo 2**).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Entenda-se por uma célula um alvéolo ou um núcleo vazio, compreendido entre os laminados da face superior e inferior (banzos) e os laminados dos septos verticais (almas).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> CLT – do inglês, Classical Laminate Theory.

#### 3.1.1.1 Caracterização geométrica da secção

O painel é idealizado por uma secção transversal tubular composta por sete células –  $7@90\times75$  mm, constituídas por laminados de GFRP com 4 mm de espessura (*t*), acrescida em 1 mm nas zonas de ligação banzo-alma e das abas externas de encaixe por pressão, *vd*. Fig. 3.4. A secção pode ser interpretada como uma associação de oito secções em "I", ligadas entre si por placas inferiores e superiores (banzos, *F*) e septos verticais (almas, *W*), que apresentam a mesma espessura (4 mm).



Figura 3.4: Secção transversal do painel multicelular: (a) geometria (dimensões, em mm) e (b) vista de topo.

Foi possível constatar, com alguma frequência, determinadas falhas de material na secção dos painéis, quer pontual quer continuadamente, ao nível das suas paredes laminadas. Nalguns casos, chegou a ser claramente notório, à vista desarmada, a redução de espessura nos banzos e nas almas (*vd.* Fig. 3.5), indiciando, logo à partida, um deficiente controlo de qualidade inerente ao processo de produção. Porém, importa salientar que se trata de um elemento que é produzido por "extrusão" em tracção, de uma só vez, na sua secção única de geometria ("generosa") relativamente complexa e arquitectura de fibras.



Figura 3.5: Pormenores de falhas de material em zonas de parede da: (a) alma e (b) ligação banzo-alma.

Foi também perceptível uma discrepância significativa entre as espessuras dos banzos das duas faces, sendo uma sempre superior à outra num mesmo painel. Esta situação foi analisada mais à frente com base em medições efectuadas nas primeiras séries de painéis ensaiados à flexão, onde se registaram desvios superiores a 0,5 mm em relação à espessura nominal (entre eles  $\pm$  1,0 mm). Por esse motivo, doravante, sempre que se justificar, será útil distinguir o banzo superior do inferior, sob a designação de  $t_{FS}$  ou  $t_{FI}$ , consoante se lhe associe, respectivamente, o maior ou menor espessamento de placa. De modo similar, a espessura da alma é identificada por  $t_W$ .

Uma observação mais pormenorizada (microscópica) sobre o material laminado permitiu atestar as diferenças referidas. Para esse efeito, recorreu-se a uma lupa binocular da marca *Leica* (ampliação de  $4.\times$ ). A imagem foi recolhida em PC através de uma câmara digital (3,0 MP) acoplada à lupa. Na Figura 3.6 podem ser visualizadas as ampliações realizadas, aleatoriamente, sobre a superfície de corte de três laminados representativos dos banzos superior (FS) e inferior (FI) e da alma (W).



Figura 3.6: Superfícies de corte ampliadas do: (a) banzo inferior - FI (b) alma - W e (c) banzo superior - FS.

As superfícies ampliadas clarificam a dimensão diferenciada entre espessuras dos laminados, quase sempre, verificada em placas pertencentes a um mesmo painel, sob as seguintes dimensões médias:  $t_{FI} \pm 3,5$  mm,  $t_W \pm 4,0$  mm,  $t_{FS} \pm 4,5$  mm. Embora se trate de uma ampliação externa sobre o material, as resoluções observadas na Figura 3.6 permitem, de certa forma, identificar um posicionamento semelhante das fibras nas três placas: (i) internamente, com fibras contínuas longitudinais e (ii) externamente, com mantas de reforço. No Anexo B.1, é possível consultar alguma da informação cedida pelo fabricante, nomeadamente no que diz respeito às tolerâncias dimensionais a ter em conta nos painéis [**3.1**]. Destacam-se as seguintes:

- Espessura dos banzos e da alma:  $t \pm 1,0$  mm (abas de ligação,  $t \pm 1,5$  mm);
- Altura da secção:  $h \pm 1,5$  mm;
- Comprimento do painel e largura da secção:  $L, B \pm 5,0$  mm.

Com base no estipulado, pode afirmar-se que, muito raramente, as dimensões "reais" registadas foram além das nominais acrescidas dos níveis de tolerância indicados, sobretudo em termos da geometria global da secção, *B* e *h*. Aliás, estas últimas dimensões apresentaram conformidade com as fornecidas pelo produtor, de uma forma suficientemente consistente. No entanto, parece claramente excessivo o intervalo de tolerância assumido para a espessura das paredes laminadas, correspondente a uma variação de  $\pm$  25%, o que conduz a uma exigência de qualidade satisfatória segundo o fabricante, mas peculiar para os desvios relativos registados face à reduzida espessura nominal: 16%, médio e 25%, máximo ocasional.

Por fim, na Tabela 3.1, são apresentadas as principais propriedades geométricas da secção transversal de referência, associadas às dimensões nominais do painel. Estas propriedades, em correspondência com as respectivas designações, foram as tomadas em linha de conta na generalidade da investigação e análises efectuadas. No Anexo B.2, disponibiliza-se um maior número de características quer da secção assimétrica de referência (*standard*) quer da secção simétrica (*modificada*).

*Tabela 3.1*: Propriedades geométricas da secção transversal de referência (*assimétrica*), em relação ao eixo de coordenadas global, e por metro de largura da secção (B = 702,5 mm, dimensão entre pontos médios das abas).

Propriedade geométrica	Largura da secção		/ m de largura da secção		
Área total da secção	A	9.661	mm <sup>2</sup>	12.466	mm²/m
Área total do núcleo vazio	A <sub>0</sub>	39.585	mm <sup>2</sup>	51.077	mm²/m
Área total das almas <sup>(1)</sup>	$\mathbf{A}_{\mathbf{W}}$	2.550	mm <sup>2</sup>	3.290	mm²/m
Momento de inércia em torno do eixo Y-Y	I <sub>yy</sub>	9.151.120	$\mathrm{mm}^4$	11.807.897	mm <sup>4</sup> /m
Raio de giração em torno do eixo Y-Y	i <sub>yy</sub>	31	mm	40	mm/m
Módulo de flexão elástico em torno do eixo Y-Y	W <sub>yy</sub>	244.030	mm <sup>3</sup>	314.877	mm <sup>3</sup> /m
Constante de torção <sup>(2)</sup>	J <sub>xy</sub>	27.383×10 <sup>3</sup>	$\mathrm{mm}^4$	38.980×10 <sup>3</sup>	mm <sup>4</sup> /m

<sup>(1)</sup> Correspondente à área total dos elementos verticais. Para área de corte,  $A_s$ , consultar §3.3.4.1.

<sup>(2)</sup> Valor numérico, vd. Anexo B.3.

Importa sublinhar que a constante relacionada com o momento torsor não representa propriamente uma propriedade geométrica, ao contrário do que sucede em elementos com secção de parede fina aberta ou fechada unicelular. A secção multicelular em estudo constitui um problema de torção estaticamente indeterminado, uma vez que o fluxo de corte e as tensões tangenciais são dependentes das propriedades elásticas do material que forma a secção tubular, composta por células com paredes comuns. No Anexo B.3 é exposto o problema de torção aplicado à secção celular do painel, cuja solução (constante *J*) foi obtida através de uma metodologia que considera os fluxos de corte em cada célula, em vez das paredes da secção – *Método dos Fluxos nas Células*. Porém, o valor assumido para aquela constante foi calcula-do recorrendo a modelos numéricos do painel (para ambas as secções) – também exposto no Anexo B.3.

#### 3.1.1.2 Constituição física e material do painel

Segundo o fabricante, os painéis são constituídos por uma matriz de poliéster isoftálico reforçada com fibras de vidro-E, na forma de *"rovings"* unidireccionais (reforço principal) e mantas tecidas multidireccionais (reforço secundário), *cf*. Anexo B.1. Os painéis incluem ainda véus de superfície na forma de mantas de fibras curtas aleatórias – CSM<sup>1</sup> (dosagem de 450 g/m<sup>2</sup>) nas abas de extremidade, para reforço da resistência daquelas zonas de ligação e garantia de uma melhor impermeabilização das conexões.

De modo a confirmar aquelas características, procedeu-se de novo a uma observação detalhada, à escala microscópica, em material laminado – submetido a ensaio de calcinação **[3.2]**. Uma vez calcinado, a matéria orgânica (resinosa) é volatilizada, permitindo assim reconhecer a restante matéria constituinte – conteúdo inorgânico (fibras de reforço e *filler*). Em ambos os tipos de placas, foram identificados três tipos de reforços, tal como se exemplifica nas Figuras 3.7 e 3.8 (material do banzo).



*Figura 3.7*: Fibras de reforço calcinadas: (a) mantas  $CSM^1$ , (b) mantas  $N/WF^2$  e (c) filamentos  $ROV^3$ .

De acordo com a ordem sequencial ilustrada na Figura 3.7, a analise microscópica permitiu identificar o seguinte arranjo e constituição da estrutura laminada, quer no material dos banzos quer no das almas: (i) mantas com fibras curtas dispostas aleatoriamente  $(CSM)^1$ , (ii) mantas com fibras contínuas não entrelaçadas direccionadas a +45°/90°/-45°  $(N/WF)^2$  e (iii) mechas de filamentos contínuos não torcidos a 0°  $(ROV)^3$ . As mantas compostas para reforço secundário encontram-se posicionadas simétrica e externamente no laminado, por duas camadas, cada uma com espessura de ± 0,75 mm. Internamente, é disposto o reforço principal na forma de *rovings* numa única camada (espessura ± 2,50 mm).

Foi ainda possível detectar no material calcinado alguma matéria de enchimento (*filler*), na forma de uma pigmentação escurecida. As zonas de ligação banzo-alma e das abas de extremidade *snap-fit* foram também observadas em pormenor por ampliação das suas superfícies de corte, *vd*. Fig. 3.9.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CSM – do inglês, *chopped strand mat*.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> N/WF – do inglês, *non-woven fabric*.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> ROV – do inglês, *rovings*.



Figura 3.8: Pormenor de observação de matéria laminada (banzo): (a) zoom fotográfico e (b) ampliação por lupa.

Na Figura 3.9 (a) pode notar-se que o espessamento em 1 mm nas ligações banzo-alma se deve à inclusão de uma manta interna de reforço ao longo da zona em "I" do banzo (espessura de 5 mm). Nas zonas das abas de ligação, encontram-se dispostas internamente diversas mantas de reforço, como é visível na Figura 3.9 (b), sendo as abas *snap-fit* estruturadas por laminados de espessura variável (entre 5 e 7 mm).



Figura 3.9: Superfícies de corte ampliadas sobre as zonas: (a) ligação banzo-alma e (b) abas de ligação snap-fit.

Por fim, como propriedade física, a densidade do material foi assumida com base em estimativas de medições realizadas em diversos provetes (*e.g.*, elementos unicelulares e painéis individuais), relacionando-se a massa registada com o respectivo volume do material dos módulos. Nesse sentido, obteve-se uma massa volúmica de valor médio 1,8963 g/cm<sup>3</sup>. Este valor foi confirmado por cortesia do fabricante, que indicou um valor majorado de 1,900 kg/m<sup>3</sup>. A Tabela 3.2 resume várias grandezas de massa do painel, associadas à massa volúmica do material, nomeadamente a massa total, por unidade de superfície e por desenvolvimento linear segundo as duas direcções principais da laje – úteis, na prática corrente, em qualquer ponderação de cargas permanentes.

Material pultrudido						
Massa valúmica	2	1.896	kg/m <sup>3</sup>			
Wiassa volumica	μ	18,6	kN/m <sup>3</sup>			
Painel individual (simples)						
Massa total	Μ	45,8	kg			
Massa distribuída por unidade de superfície (m <sup>2</sup> )	m <sub>s</sub>	26,1	kg/m <sup>2</sup>			
Massa por metro longitudinal (pultrusão)	ml	18,3	kg/m			
Massa por metro transversal	m <sub>t</sub>	65,2	kg/m			

Tabela 3.2: Propriedades de massa do painel multicelular simples (standard).

#### **3.1.2 OUTROS MATERIAIS**

A extensa investigação experimental, percorrida no âmbito da presente tese, envolveu a utilização de outros materiais, nomeadamente (a) adesivos estruturais, (b) espuma expansível e (c) ligantes não estruturais de revestimento, *vd*. Fig. 3.10. Uma vez que alguns destes materiais foram utilizados em vários ensaios (em particular, no caso dos adesivos estruturais e da espuma), será de interesse, desde já, indicar as suas referências e designações atribuídas, bem como as suas principais características.



Figura 3.10: Embalagens: (a) adesivos estruturais, (b) espuma rígida de poliuretano e (c) ligantes não estruturais.

#### 3.1.2.1 Adesivos estruturais

Na qualidade de material de ligação foram utilizados dois tipos de adesivos estruturais: (i) epoxídico – SikaDur 31-CF **[3.3]** e de (ii) poliuretano – SikaForce 7710-L100 **[3.4]**, tendo sido ambos fornecidos pela empresa SIKA. O primeiro (EP) é uma resina epoxídica tixotrópica de dois componentes, com
uma relação de mistura de 2:1 em peso ou volume. O segundo (PU) é uma cola de base poliuretano com derivados isocianatos, bi-componente para um rácio da mistura de 4:1 (em volume). A Figura 3.11 mostra um exemplo de aplicação de cada um dos adesivos em provetes para ensaio de ligações.



Figura 3.11: Exemplos de aplicação dos adesivos estruturais: (a) epoxídico – EP e (b) poliuretano – PU.

A mistura final do adesivo epoxídico (EP) apresenta uma tonalidade clara acinzentada, sem escorrimento e de relativa facilidade de espalhamento. A mistura de poliuretano (PU) apresenta uma textura de tom bege acastanhado, também de fácil aplicação, mas de escorrimento assinalável. Na Tabela 3.3 encontram-se resumidas algumas das informações disponibilizadas pelo fornecedor.

Adesivo estrutural		SikaDur 31-CF [3.3]		SikaForce L7710-L100 [3.4]		
Base química		Epoxídica ti (bi-comp	xotrópica onente)	Poliuretano (bi-componente)		
Massa volúmica da mistura		$1.9 \text{ g/cm}^3$		$1,5 \text{ g/cm}^3$		
Modo de cura		Temperatura ambiente		Temperatura ambiente		
Temperatura de aplicação		+10 °C a +30 °C		+15 °C a +30 °C		
Tempo de vida útil	(pot-life)	55 minutos (a +23°C)		100 minutos		
	aderência	$11 - 15^{(1)}$		9		
Resistência [MPa]	compressão	55 - 65 (1)		n/d		
	tracção	$17 - 23^{(1)}$	13,1 ±24%	13	9,2±8%	
<b>Módulo de elasticidade</b> [MPa] (compressão – tracção)		4.600 - 5.000 (2)	4.661 ±7%	n/d	283 ±12%	
Alongamento na rotura [%]		0,4 (3)	0,3 ±30%	8,0%	11,4 ±18%	

Tabela 3.3: Dados disponibilizados nos catálogos SIKA [3.3,3.4] e propriedades experimentais dos adesivos [3.5].

NOTA: propriedades mecânicas experimentais [**3.5**] <sup>(1)</sup> 3 dias a 23°C; <sup>(2)</sup> 14 dias a +23°C; <sup>(3)</sup> 7 dias a +23°C. destacadas em bloco, a negrito e itálico. n/d – não disponível. Dado o carácter relevante que estes adesivos tiveram nas análises efectuadas ao longo da tese, nomeadamente ao nível do desempenho das conexões / ligações (**Capítulo 4**), as suas propriedades mecânicas foram ainda reconhecidas experimentalmente de modo a comparar os valores médios de ensaio com os indicados pelo fabricante, tal como indicado em paralelo na Tabela 3.3. Essas propriedades de rigidez e de resistência resultaram de uma campanha de ensaios realizada no IST, por **Valarinho** *et al.* [3.5], no âmbito da caracterização de um conjunto de materiais adesivos submetidos à tracção.

# 3.1.2.2 Espuma leve expansível

Com o objectivo de proceder à hibridização dos painéis, recorreu-se a uma espuma leve rígida de poliuretano expandido (Pu), de modo a preencher as células vazias dos seus núcleos. Embora existente em formato mono-componente pré-preparado, a espuma foi produzida por processo manual através da mistura de dois componentes fluidos na proporção 1:1 (poliol – 481N/481LN e isocionato – H25C) [**3.6**]<sup>1</sup>. A reacção química entre ambos é de natureza exotérmica, evoluindo de forma muito rápida – provoca uma mistura muito expansível, em poucos segundos, com aumentos de volume na ordem de 30 vezes ao da mistura inicial em estado líquido. Apresenta-se com um aspecto final de uma estrutura plástica tridimensional. A Figura 3.12 ilustra a utilização desta espuma Pu no enchimento de módulos celulares extraídos do painel, para posterior ensaio na qualidade de provetes híbridos.



*Figura 3.12*: Módulos celulares preenchidos no núcleo com espuma expansível de poliuretano (Pu) para ensaios na direcção transversal do painel: (a) à compressão e (b) à flexão.

Da ampla gama de massa volúmica (30–100 kg/m<sup>3</sup>) de espumas comercializadas pelo fabricante, optouse por uma intermédia (50 kg/m<sup>3</sup>), da qual foi estimada uma massa volúmica média de 47 kg/m<sup>3</sup> com base em medições volumétricas relativas em diversos provetes. Perante este valor, faz-se notar que a hibridização de um painel integral (2.500 mm), simples com núcleo vazio, se traduz num aumento de massa na ordem dos 10%, por preenchimento do seu interior com espuma leve de poliuretano (Pu) –

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Fabricante espanhol SE – Synthesia Española, SA (<u>www.synte.es</u>).

Distribuidor português MR – Dinis dos Santos, L<sup>da</sup>.

painel híbrido ou composto com um peso médio de 50,5 kgf. Na Tabela 3.4 são resumidas algumas das principais características, da mistura de componentes, apontadas pelo fabricante.

Característica	Propriedade	Norma
Massa volúmica da mistura (espuma rígida)	$42 - 46 \text{ kg/m}^3$	UNE EN 1602
Resistência à compressão (10% deformação)	200 – 250 kPa	UNE EN 826
Estabilidade dimensional (24 horas)	< 0,5% $/ < 1,0%$ vol.	-30°C / +80°C
% Cristalização (fecho de células)	> 90%	ISO 4590
Coeficiente de condutibilidade térmica	0,022 W/m°C	(10°C inicial)

Tabela 3.4: Características disponibilizadas pelo distribuidor da espuma de poliuretano (Pu) [3.6].

Optou-se por remeter uma caracterização física e mecânica da espuma apenas relacionada com as indicações dadas pelo fabricante **[3.6]**, motivada pela menor relevância da análise do efeito da hibridização no cômputo geral dos estudos realizados. Julgou-se, no entanto, de interesse quantificar a variação da temperatura de reacção da mistura ao longo tempo, a fim de se estimar uma ordem de grandeza para o período de estabilidade dimensional da sua estrutura interna pós cristalização, *vd*. Fig. 3.13.



Figura 3.13: Curva da temperatura de cura da espuma em função do tempo.

Após vazamento da mistura em estado líquido, dentro de células modulares, foi possível registar no seu interior temperaturas máximas da reacção próximas de 90 °C, decorridos os primeiros 100 segundos. A partir desse instante, a temperatura decresceu rapidamente estabilizando ao fim de 1 hora para uma temperatura semelhante à inicial (± 27 °C). Perante uma velocidade de cura bastante elevada, a espuma parece atingir uma estabilidade adequada para tempos mais reduzidos que os indicados pelo fabricante. Em todo caso, por precaução, evitou-se ensaiar qualquer provete *hibridizado* em menos de 24 horas.

#### 3.1.2.3 Ligantes de revestimento

Para constituição de uma camada de revestimento polimérica sobre o laminado GFRP, foram associados dois tipos de ligantes considerados não estruturais: (i) primário epoxídico – Sikafloor 156 [**3.7**] e de (ii) poliuretano – Sikafloor 400 N Elastic [**3.8**], ambos fornecidos pela empresa SIKA. O primeiro é um ligante primário bi-componente, com uma relação de mistura de 3:1 em peso (resina endurecedor). O segundo é um revestimento mono-componente, com base em poliuretano, pobre em solventes. A mistura final do ligante apresenta uma textura em estado líquido transparente, fácil de aplicar (*e.g.*, à trincha). O poliuretano polimeriza de forma relativamente rápida, em contacto com o ar, resultando numa membrana de elevada elasticidade, de tonalidades diversas, sendo também fácil de aplicar à trincha ou a rolo.

Da mistura do ligante primário com cargas de sílica de areia é possível obter uma argamassa de regularização com características rugosas. A aplicação posterior da membrana de poliuretano sobre o primário argamassado (sob adequado endurecimento) permite reproduzir uma camada de desgaste semelhante ao revestimento antiderrapante projectado para aplicação sobre o tabuleiro da *Ponte Pedonal Compósita*. O seu processo de aplicação, associado aos materiais constituintes, é ilustrado na Figura 3.14.



*Figura 3.14*: Preparação de provetes revestidos por camada polimérica (*camada de desgaste*): (a) polimento da superfície; (b) ligante epoxídico; (c) areia de sílica com vista de pormenor e (d) membrana de poliuretano.

O processe de aplicação ilustrado na Figura 3.14 pode ser resumido por: (a) desgaste abrasivo do laminado com polimento a lixa de grão 100–120 e limpeza da superfície, (b) aplicação do ligante primário epoxídico, (c) misturado com cargas de areia de sílica (dimensões 0,1–0,3 mm) e (d) espalhamento final da membrana de poliuretano. O resultado final pode ser observado em pormenor na Figura 3.15, no qual se garantiu uma camada com uma espessura aproximada de 2 mm.

Embora as operações descritas tenham sido destinadas à preparação de laminados e provetes modulares no âmbito de ensaios específicos – perfuração estática e impacto, procurou-se de certa forma "testar" uma camada de desgaste que fosse aplicável e indicada para o tabuleiro da *Ponte Pedonal Compósita – S. Mateus, Viseu.* Conforme é reiterado no **Capítulo 6**, este revestimento assegura características antiderrapantes, de elevada elasticidade, com boa capacidade resistente e durabilidade adequada, sendo particularmente indicada para pavimentos exteriores sujeitos a tráfego pedonal considerável e rodoviário ligeiro.



Figura 3.15: Camada de revestimento polimérico: (a) aspecto final e (b) pormenor em corte ampliado (10×).

Por fim, na Tabela 3.5, encontram-se resumidas algumas das principais informações disponibilizadas pelo fornecedor dos ligantes de revestimento. Verificou-se neste caso uma certa falta de informação nas respectivas fichas técnicas **[3.7,3.8]**, sobretudo no que respeita às propriedades de rigidez e resistência.

Adesivos de revestimento		Sikafloor 156 [3.7]	Sikafloor 400 N Elastic [3.8]	
Base química		Epoxídica (bi-componente)	Poliuretano alifático (mono-componente)	
Massa volúmica da mistura		1,1 kg/dm <sup>3</sup>	$1,6 \text{ kg/dm}^3$	
Modo de cura		Temperatura ambiente	Temperatura ambiente	
Temperatura de aplicação		+10 °C a +30 °C	+10 °C a +30 °C	
Tempo de vida útil	(pot-life)	30 minutos (a +20°C)	Rapidamente (filme)	
	aderência	1,5	n/d	
Resistência [MPa]	compressão	60 <sup>(1)</sup>	n/d	
	abrasão	n/d	30 mg <sup>(2)</sup>	
Módulo de elasticidade [MPa]		n/d	n/d	
Alongamento na rotura [%]		n/d	320% (2)	

Tabela 3.5: Dados disponibilizados nos catálogos SIKA dos ligantes de revestimento [3.7,3.8].

<sup>(1)</sup> 28 dias a +23°C e 50% H.R.; <sup>(2)</sup> 7 dias a +23°C e 50% H.R.

n/d – não disponível.

Tal como no caso da espuma expansível (Pu), o facto de não se tratarem de ligantes de carácter estrutural, associado ao limitado interesse por um conhecimento mais aprofundado, estes materiais não foram caracterizados experimentalmente. Destaca-se, porém, a avaliação implícita do seu comportamento e desempenho através de ensaios de diversa índole, nomeadamente por análise da sua influência e compatibilidade com o laminado dos banzos do painel celular.

## 3.1.3 PROGRAMA EXPERIMENTAL E TERMINOLOGIA

A campanha experimental realizada no âmbito da presente tese compreendeu um vasto conjunto de ensaios executados a diferentes níveis, nomeadamente do material laminado, do painel individual e em módulos celulares extraídos do painel, bem como em perfis de aço laminado a quente. Exceptuando-se a caracterização mecânica experimental do material, a lista que se segue resume os ensaios efectuados:

- 1. Ensaios de compressão longitudinal da secção celular;
- 2. Ensaios de compressão transversal da secção celular;
- 3. Ensaios à perfuração estática de laminados;
- 4. Ensaios estáticos à flexão do painel (simples e híbrido) na direcção longitudinal;
- 5. Ensaios dinâmicos à flexão do painel (simples e híbrido) na direcção longitudinal;
- 6. Ensaios estáticos à flexão do painel (simples e híbrido) na direcção transversal;
- 7. Ensaios estáticos à flexão das ligações painel painel (simples e híbrido) na direcção transversal;
- 8. Ensaios à compressão no plano do painel (simples e híbrido);
- 9. Ensaios ao corte no plano do painel (simples e híbrido);
- 10. Ensaios de conexão de corte da ligação híbrida perfil de aço painel GFRP;
- 11. Ensaios à fluência em flexão do painel na direcção longitudinal;
- Ensaios de carga no protótipo da *Ponte Pedonal Compósita*.

Dos ensaios listados resultaram uma série de operações experimentais, executadas em grande parte no LC e LERM do IST, durante o período de Setembro de 2010 a Novembro de 2012. Estima-se um conjunto de cerca de 300 ensaios executados. Consoante a escala, os diversos provetes de ensaio foram obtidos do corte dos painéis, recorrendo-se numa 1ª fase a uma serra de disco circular para corte inicial dos painéis e numa 2ª fase a uma outra serra de dimensões menores (disco cerâmico), *vd*. Fig. 3.16.



Figura 3.16: Serras de disco para (a) corte inicial dos painéis e (b) constituição de provetes de ensaio.

Nos procedimentos de ensaio, estiveram envolvidos sistemas e aparelhagens de vária índole experimental, nomeadamente os seguintes:

- Pórticos metálicos de carga;
- Unidades de controlo automático de pressão hidráulica;
- Prensa hidráulica (capacidade máxima de 200 kN);
- Máquina electromecânica tracção/compressão (capacidade máxima de 100 kN);
- Máquina hidráulica universal tracção/compressão (capacidade máxima de 250 kN);
- Macacos hidráulicos (capacidades entre 20 tonf e 60 tonf);
- Transdutores de força (capacidades entre 20 kN e 200 kN);
- Transdutores de deslocamento (cursos entre 10 e 500 mm);
- Extensómetros eléctricos (resistência uniaxial de  $120 \Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm);
- Acelerómetros piezoeléctricos e amplificadores;
- Termopares do tipo K;
- Mufla de aquecimento (1.200 °C)
- Unidades de aquisição de dados (8 e 100 canais);
- PC e *software* de medição.

A configuração adoptada para designar doravante os elementos ensaiados, quer de painéis singulares quer a uma escala menor (módulos celulares), seguiu sensivelmente uma mesma lógica identificativa para os vários ensaios. Fazendo-se uso de acrónimos curtos, as designações foram formadas pelas letras iniciais de expressões (na língua inglesa) representativas do ensaio em causa, em referência ao:

- Tipo de carregamento, solicitação ou ensaio (diversos);
- Número do elemento de ensaio (#).

Opcionalmente, acrescentaram-se designações referentes aos seguintes aspectos:

- Direcção da solicitação em relação à pultrusão (L longitudinal / T transversal);
- Adesivo entre elementos (EP epoxídico / PU poliuretano);
- Hibridização do elemento (n núcleo vazio / c núcleo preenchido com espuma Pu).

Por exemplo, a denominação FCr.3 refere-se ao painel nº 3 ensaiado à fluência em flexão (*flexural creep*). A denominação SPn.EP.2 é referente ao módulo celular nº 2, vazio no núcleo (n), com ligação adesiva epoxídica (EP) ao nível do *snap-fit*, ensaiado ao corte no plano do painel (*in-plane shear*). A Tabela 3.6 resume as designações atribuídas aos ensaios.

Designação (inicial)	Regime do ensaio	Tipo de solicitação	Direcção da solicitação	Escala do elemento	
CL.		<b>a</b> ~	Longitudinal	0 - 1 1	
CV.	Estático (caracterização)	Compressão	Plano vertical	Secção celular	
Р.		Perfuração	Perpendicular	Laminados	
FL.	Estático		<b>T</b> 1. 11 1	D 1 1	
FD.	Dinâmico	Flexao	Longitudinal	Painel	
FT.		Flexão			
CP.	Estático	Compressão	Plano transversal	Módulo celular	
SP.		Corte			
СТ.	Estático	Conexão	Transversal	Módulo celular	
FCr.	Fluência	Flexão	Longitudinal	Painel	

Tabela 3.6: Resumo do conjunto de ensaios em função das suas respectivas designações (acrónimos).

# 3.2 CARACTERIZAÇÃO MECÂNICA DO MATERIAL

A presente secção tem por objectivo descrever a caracterização e avaliação das principais propriedades mecânicas do material que constitui os painéis pultrudidos de GFRP em estudo nesta tese. A caracterização do material foi efectuada por via experimental através da realização de uma série de ensaios em provetes submetidos a diferentes solicitações. Esta abordagem foi indispensável visto representar o único procedimento viável para a determinação das propriedades mecânicas. Tal facto deveu-se ao desconhecimento das propriedades e proporções dos constituintes das lâminas (fibra e resina), que compõem os laminados das paredes dos painéis, por falta de informação exclusiva do fabricante **[3.1]**.

No contexto anterior, qualquer abordagem teórica por via de uma análise micro e macromecânica dos laminados foi inevitavelmente preterida, como por exemplo através da Teoria Clássica dos Compósitos Laminados (CLT). Apesar disso, no §3.2.1 é efectuado um breve resumo acerca da referida teoria, tendo em consideração aspectos particulares aos laminados de pultrusão corrente. No §3.2.2 são sumarizadas e avaliadas as propriedades mecânicas obtidas dos ensaios de caracterização em provetes, bem como parâmetros de rigidez estimados com base em conceitos de equivalência subjacentes à teoria CLT. De modo a complementar a caracterização mecânica anterior, foram realizados ensaios à compressão ao nível da secção tubular, quer na direcção longitudinal (pultrusão) quer perpendicular ao seu plano (transversal às almas), cujos resultados se apresentam no §3.2.3. Por último, no §3.2.4 é caracterizado o comportamento à perfuração das paredes laminadas dos painéis, nomeadamente os banzos na qualidade de elemento susceptível à indentação por acção de objectos perfurantes.

#### 3.2.1 ABORDAGEM TEÓRICA – CLT

A modelação teórica dos elementos de FRP parte do princípio que as suas secções são constituídas numa estrutura laminada, composta por diferentes lâminas que se sobrepõem. Esta hipótese é igualmente admitida sobre as secções transversais dos elementos pultrudidos de GFRP, as quais são formadas num arranjo de painéis laminados (paredes finas) **[3.9]**. Em rigor, aquela assumpção não será completamente verdadeira, visto que a arquitectura dos laminados produzidos por pultrusão não corresponde à das secções fabricadas por processos de laminação **[3.10]**. Porém, dos pressupostos da modelação mecânica resulta uma simulação para o material pultrudido numa configuração laminada como a que se ilustra na Figura 3.17.



Figura 3.17: Disposição genérica das lâminas num compósito laminado pultrudido de GFRP [3.11].

Devido precisamente ao facto do material pultrudido não ser produzido por laminação, a avaliação experimental das propriedades de rigidez ao nível das lâminas não será, por norma, uma tarefa simples, chegando a ser por vezes impraticável **[3.12]**. Nesse sentido, a modelação microscópica com base em modelos de previsão micromecânica permite estimar as propriedades mecânicas laminares, em função da disposição do reforço. Uma vez determinadas as propriedades das lâminas, as relativas ao laminado (numa sequência pré-definida de lâminas), podem ser estimadas recorrendo também a métodos analíticos. Em termos da pultrusão, as lâminas encontram-se unidas umas às outras pelo mesmo material da matriz utilizado em cada lâmina (correspondente à resina do elemento pultrudido). É neste contexto que se insere a teoria CLT, orientada para a caracterização do laminado em termos de rigidez. Esta análise macromecânica permite estimar a resposta do laminado submetido a solicitações em várias direcções, num sistema global de eixos, a partir das propriedades individuais das lâminas e da própria sequência de empilhamento (sob conversão de referências locais para o sistema global) **[3.13]**.

Em complementaridade com as hipóteses assumidas ao nível da lâmina (análise micromecânica), a teoria CLT (análise macromecânica) admite outras simplificações adicionais, as quais se descrevem no Anexo B.4 em simultâneo com a própria formulação teórica [3.13]. As equações constitutivas de um laminado genérico, que relacionam esforços com deformações – cf. Eq. (B.14), podem ser simplificadas

para determinados laminados, em virtude do anulamento de alguns elementos das matrizes de rigidez, nomeadamente da matriz de ligação entre a rigidez axial e a rigidez de flexão [**3.14**]. A eliminação de termos nas matrizes que ligam diferentes tipos de rigidez facilita consideravelmente a análise de um compósito laminado. Esta menor complexidade está relacionada com a "construção" do laminado, em função do empilhamento assumido para as lâminas, *vd*. Fig. 3.18.



*Figura 3.18:* Lâminas típicas de laminados: (a) simétricos especiais a 0°/90°, (b) simétricos gerais a  $\alpha^{\circ}$ , (c) balanceados antissimétricos especiais a 0°/90° e (d) balanceados antissimétricos gerais a  $\alpha^{\circ}$  [**3.13**].

Actualmente, existe uma vasta gama diferenciada de compósitos laminados construídos das mais diversas formas, consoante a aplicação em causa, pelo que se aborda, seguidamente, apenas os laminados de maior interesse prático, como os que geralmente constituem as paredes laminadas dos elementos pultrudidos de GFRP – laminados simétricos e/ou balanceados, *vd*. Figs. 3.18 (a) e (b).

> Laminados simétricos e balanceados – As lâminas que formam os laminados simétricos apresentam uma mesma espessura, orientação e propriedades materiais, sendo dispostas simetricamente em relação à superfície média do laminado. Uma consequência dessa simetria é o anulamento completo da matriz de ligação entre a rigidez axial e a rigidez de flexão ( $B_{ij}$ ). Um laminado diz-se balanceado quando todas as lâminas, excepto as que estão orientadas a 0°/90° (*i.e.*, lâminas com os eixos principais no referencial global), são dispostas aos pares (+ $\theta$  e - $\theta$ ) simetricamente em relação ao centro do laminado (antissimétrico). Um laminado balanceado antissimétrico apresenta sempre componentes  $A_{12}$  e  $A_{16}$  nulas na matriz de rigidez de membrana,  $A_{ij}$  (ligações entre a rigidez axial e tangencial), bem como os termos  $D_{12}$  e  $D_{16}$  da matriz de rigidez de flexão,  $D_{ij}$  (ligações entre a rigidez de flexão e de torção). Independentemente deste último tipo de laminado incluir lâminas alternadas a 0° e a 90°, verifica-se de igual modo uma tendência para a eliminação dos elementos da matriz de ligação  $B_{ij}$ , à medida que aumenta o número de lâminas numa dada espessura (fixa) de um laminado [**3.15**].

Propriedades equivalentes (efectivas) dos laminados – As características dos laminados construídos nas circunstâncias anteriores permitem simplificar análises do comportamento mecânico, como por exemplo a determinação das suas propriedades de rigidez no plano, admitindo de uma forma mais ou menos aproximada um comportamento do laminado equivalente ao de placas finas ortotrópicas. Essas propriedades efectivas definidas por 4 constantes elásticas  $(E_L, E_T, G_{LT} \in v_{LT})^1$  podem ser determinadas a partir das parcelas de rigidez dos laminados **[3.16]**. Nessa medida, subjacente à teoria das placas finas ortotrópicas, as parcelas de rigidez e de flexibilidade dos laminados podem ser obtidas do seguinte modo<sup>2</sup>:

em que,

Matriz das Constantes Elásticas

Matriz Inversa das Constantes Elásticas

$$\begin{bmatrix} \overline{Q}_{ij} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_L}{1 - v_{LT} \cdot v_{TL}} & \frac{v_{TL} \cdot E_L}{1 - v_{LT} \cdot v_{TL}} & 0\\ & \frac{E_y}{1 - v_{LT} \cdot v_{TL}} & 0\\ Sim. & & G_{LT} \end{bmatrix} \dots \dots \begin{bmatrix} \overline{S}_{ij} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{1}{E_L} & -\frac{v_{LT}}{E_L} & 0\\ & \frac{1}{E_T} & 0\\ Sim. & & \frac{1}{G_{LT}} \end{bmatrix}$$
(3.3)

As constantes elásticas efectivas podem ser, então, obtidas a partir das matrizes de rigidez ou, inversamente, das matrizes de flexibilidade, sendo através destas últimas que se estabelecem as relações mais simples, como se exemplifica nas expressões seguintes por aplicação das respectivas parcelas axiais.

Módulo Longitudinal Módulo Transversal Módulo de Distorção Coeficiente de Poisson
$$E_{L} = \frac{A_{11} \cdot A_{22} - A_{12}^{2}}{t \cdot A_{22}} \dots E_{T} = \frac{A_{11} \cdot A_{22} - A_{12}^{2}}{t \cdot A_{11}} \dots G_{LT} = \frac{A_{66}}{t} \dots V_{LT} = \frac{A_{12}}{A_{22}}$$
(3.4)

$$E_{L} = \frac{1}{t \cdot \alpha_{11}} \dots E_{T} = \frac{1}{t \cdot \alpha_{22}} \dots G_{LT} = \frac{1}{t \cdot \alpha_{66}} \dots V_{LT} = \frac{\alpha_{12}}{\alpha_{11}}$$
(3.5)

Apesar de a definição da rigidez dos laminados ser bastante útil, as estimativas mais exactas para as constantes elásticas estão relacionadas, apenas com os laminados, cujas aproximações de análise partem da não consideração simultânea dos elementos de rigidez de ligação axial-corte, flexão-torção e axial-flexão. No entanto, as Eqs. (3.4) e (3.5) podem ser usadas noutros laminados, a não ser que sejam alta-

 $<sup>^{1}</sup>E_{L}$  – módulo de elasticidade na direcção longitudinal, L.  $E_{T}$  – módulo de elasticidade na direcção transversal, T.

 $G_{LT}$  – módulo de distorção no plano, LT.  $v_{LT}$  – coeficiente de Poisson no plano, LT.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Consultar Anexo B.4 para maior aprofundamento dos conceitos envolvidos.

mente assimétricos e/ou sem balanceamento das lâminas. Nesse contexto, **Barbero [3.16]** propôs as Eqs. (3.6) que permitem aferir o grau de precisão da aplicação das Eqs. (3.4) e (3.5) em laminados que não são nem balanceados nem simétricos –  $r_N$ , bem como avaliar a correlação do seu estado de simetria –  $r_B$ . Para valores daquelas relações a tenderem para zero correspondem os melhores níveis de aplicabilidade das expressões de cálculo das constantes elásticas, para representação da resposta "real" do laminado.

Grau de precisão

Correlação de simetria

$$r_N = \sqrt{\left(\frac{A_{16}}{A_{11}}\right)^2 + \left(\frac{A_{26}}{A_{22}}\right)^2} \dots r_B = \frac{3}{t \cdot (A_{11} + A_{22} + A_{66})} \cdot \sqrt{\sum_i \sum_j (B_{ij})^2}$$
(3.6)

A breve exposição feita sobre a teoria CLT permite determinar as características mecânicas relacionadas com a rigidez do material pultrudido dos elementos de GFRP. Relativamente às propriedades de resistência, a extensão de alguns modelos desenvolvidos no âmbito da CLT, para a previsão da rotura do material laminado, não permite a sua descrição exaustiva nesta tese, em parte focalizada no comportamento mecânico e estrutural do painel para condições em serviço. Para o aprofundamento deste tema, sugere-se a consulta de literatura especializada [3.13-3.17]. Porém, importa referir alguns critérios de rotura que podem ser utilizados em modelações de compósitos sujeitos a carregamento multi-axial, nomeadamente numéricas tal como as desenvolvidas nesta tese nas suas secções próprias.

Os critérios de rotura relacionam a resistência do material, definida a partir de casos simples de carga (conhecida, *e.g.*, via CLT ou experimental), com o estado genérico de tensão-deformação devido a um carregamento multiaxial. Tipicamente, estes critérios são apresentados como expressões matemáticas denominados *índices do critério de rotura*,  $I_F$  (entre "0", sem carregamento e "1", rotura material). Entre os critérios que permitem estimar a rotura em placas ortotrópicas (finas) podem ser destacados os seguintes, subdivididos em dois grupos quanto à sua fenomenologia:

- Critérios de rotura associados aos modos de rotura (independentes) consideram a natureza heterogénea do material e prevêem a possibilidade de ocorrência de cada um dos modos de rotura separadamente: máxima resistência, máxima extensão, Hashin e Puck;
- Critérios de rotura não associados aos modos de rotura (interactivos) consideram somente a previsão da rotura, sem esclarecer qual o modo segundo o qual o material rompe, impossibilitando, assim, a previsão dos efeitos da rotura nas propriedades mecânicas: critérios polinomiais, em particular os quadráticos, Hoffman, Tsai-Wu e Tsai-Hill.

O segundo grupo não fenomenológico figura-se como o mais referenciado na bibliografia [**3.15-3.18**], em particular os dois últimos critérios quadráticos, utilizados habitualmente em diversos estudos numéricos [**3.19**]. Como critério aplicado na presente tese, a Eq. (3.7) permite calcular o índice de

rotura de **Tsai-Hill**, tendo em consideração a resistência do material laminado nas duas direcções principais: X – tracção ou compressão longitudinal, Y – tracção ou compressão transversal e S – corte. Naturalmente, os valores X e Y devem ser definidos de acordo com a solicitação, visto o material pultrudido apresentar, por norma, diferentes valores resistentes para solicitações em tracção e compressão.

Critério **Tsai-Hill**...... 
$$I_F = \frac{\sigma_{11}^2}{X^2} - \frac{\sigma_{11} \cdot \sigma_{22}}{X^2} + \frac{\sigma_{22}^2}{Y^2} + \frac{\sigma_{12}^2}{S^2} < 1,0$$
 (3.7)

As tensões  $\sigma_{ij}$  (i,j = 1,2) representam as tensões instaladas no material segundo as direcções 1 e 2, correspondentes às direcções longitudinal, *L* e transversal, *T* do laminado (*i.e.*, relativamente às fibras de reforço principal). Conforme formulado, a aplicação deste critério permite prever cargas últimas nas secções dos elementos pultrudidos inferiores às cargas de rotura associadas à resistência máxima do material, devido aos estados de tensão multi-axiais instalados nas secções, em particular aos bi-axiais a que ficam sujeitas as paredes finas que formam as secções dos elementos pultrudidos. Face a outros critérios de rotura, existem algumas vantagens na utilização deste critério, tais como: (i) as não singularidades pela variação da resistência com o aumento do ângulo entre a tensão aplicada e a orientação das fibras (não verificado nos critérios da máxima resistência e extensão); (ii) a interacção entre as resistências *X*, *Y*, e *S*; (iii) o decréscimo contínuo da resistência com o aumento do ângulo entre a tensão e a orientação das fibras e (iv) a boa concordância com resultados experimentais.

Refira-se que embora os modelos pioneiros, como os propostos por **Tsai-Hill**, **Tsai-Wu** e **Puck**, sejam por vezes demasiadamente conservativos, estes têm sido aperfeiçoados e modificados de modo a incluir, também, a dependência das tensões de rotura com o tempo, para analisar o comportamento à fluência dos compósitos laminados, nos domínios viscoelásticos linear e não linear **[3.20]**.

## 3.2.2 CARACTERIZAÇÃO EXPERIMENTAL DO MATERIAL

Como apontado anteriormente, a caracterização mecânica do material foi efectuada por via experimental, da qual se obtiveram as propriedades mecânicas relacionadas com a rigidez e a resistência do material que constitui os painéis multicelulares de GFRP. Salienta-se o facto dos resultados obtidos por esta via apoiarem com maior fidedignidade o comportamento a curto e a longo prazo dos painéis de GFRP numa análise efectuada ao nível do elemento estrutural, como a realizada e descrita nos capítulos seguintes, do que se a mesma fosse realizada por via teórica.

Para esta campanha preliminar, não obstante a sua imprescindibilidade, foram seleccionados os seguintes ensaios à rotura em provetes extraídos quer da zona dos banzos quer das almas do painel (espessura nominal de 4 mm): (i) compressão, (ii) tracção, (iii) flexão, (iv) corte interlaminar e (v) calcinação, *vd*. Fig. 3.19. As principais propriedades foram obtidas para ambas as direcções (longitudinal e transversal). Como referido no **Capítulo 2**, existem normas de ensaio que prevêem a determinação experimental de uma série de propriedades (mecânicas, físicas, químicas, eléctricas, térmicas, etc.) de elementos pultrudidos de GFRP, de acordo com os respectivos métodos e procedimentos experimentais. Pode citar-se a norma europeia **EN 13706:2002 [3.21]** específica para elementos pultrudidos de GFRP, bem como uma série de documentos da associação norte-americana ASTM<sup>1</sup>.



*Figura 3.19*: Ensaios de caracterização do material pultrudido de GFRP: (a) tracção,(b) flexão, (c) compressão, (d) corte interlaminar e (e) calcinação.

Os procedimentos experimentais adoptados em cada um dos ensaios podem ser consultados na *Ref.*<sup>a</sup> [3.22], a par dos correspondentes resultados em termos de resistência e de rigidez. Na Tabela 3.7 encontra-se um resumo discriminado dos resultados obtidos na caracterização do material dos banzos e da alma, em particular as seguintes propriedades mecânicas, em ambas as direcções longitudinal (*L*) e transversal (*T*) e para os diferentes tipos de carregamento: tensão última ( $\sigma_u$ ), módulo de elasticidade (*E*), extensão última ( $\varepsilon_u$ ), coeficientes de Poisson ( $v_{LT} e v_{TL}$ ), resistência ao corte interlaminar ( $F_{sbs}$ ) e percentagem de conteúdo inorgânico (*FW*).

Na generalidade dos ensaios, o comportamento do material foi elástico linear até à rotura, bastante característico do material GFRP, à excepção do verificado nalguns ensaios à compressão. Os resultados experimentais permitiram confirmar o comportamento ortotrópico do laminado pultrudido, em virtude dos valores diferenciados de resistência e de rigidez nas duas direcções principais do material. Globalmente, os valores determinados foram concordantes com os sugeridos pela bibliografia [3.18,3.23].

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> ASTM - do inglês, American Society Testing and Materials standards

Provete	Propriedade	Tracção [	ção [ISO 527] Flexão [		SO 14125]	Compressão	Compressão [ASTM D695]	
(zona)	(direcção)	L	Т	L	Т	L	Т	
	<b>σ</b> <sub>u</sub> [MPa]	421 ± 9%		491 ± 6%		$476\pm10\%$	$96 \pm 21\%$	
Alma (W)	E [MPa]	$29 \pm 9\%$	-	17 ± 5%	-	$22\pm6\%$	$5\pm24\%$	
	<b>ɛ</b> <sub>u</sub> [%]	15 ± 4%		$28\pm8\%$		$30 \pm 10\%$	26 ± 21%	
Ranzo	<b>σ</b> <sub>u</sub> [MPa]	395 ± 3%	29 ± 18%	423 ± 8%	159 ± 9%	$363 \pm 29\%^{*}$	$125 \pm 13\%^{*}$	
inferior	E [MPa]	$30 \pm 4\%$	$10 \pm 10\%$	17 ± 9%	$13 \pm 5\%$	n/i	n/i	
(FI)	<b>E</b> <sub>u</sub> [%]	13 ± 4%	3 ± 21%	$29\pm14\%$	$16 \pm 7\%$	$30\pm16\%^*$	$23\pm33\%^*$	
Banzo	<b>σ</b> <sub>u</sub> [MPa]	$412\pm9\%$	38 ± 14%	415 ± 9%	$149 \pm 4\%$	396 ± 28%	$135 \pm 14\%$	
superior	E [MPa]	$28\pm6\%$	$10 \pm 15\%$	$16\pm8\%$	$13 \pm 3\%$	$19 \pm 21\%$	$7\pm27\%$	
(FS)	$\mathbf{\epsilon}_{\mathbf{u}}\left[\% ight]$	$15\pm6\%$	$4\pm17\%$	$28\pm6\%$	$16 \pm 4\%$	$29\pm13\%$	29 ± 31%	
Corte interlaminar, F <sub>sbs</sub> [MPa] [ISO 14130]				29 ± 5% (alma)	38 ± 7% (ba	unzo FI)   44 ± 3	% (banzo FS)	
Coeficien	te de Poisson, 1	'[-] [ISO :	527]	$v_{LT} = 0,14$ (alma	a)   0,30 (banz	$\cos) \mid v_{TL} = 0,12$	(banzos)	
Conteúdo	inorgânico, F	W[%] [ISO	1172]	68% (alma)   62	% (banzo FI)	67% (banzo F	S)	

Tabela 3.7: Propriedades mecânicas médias do material, obtidas experimentalmente em provetes de 4 mm, (valores médios  $\pm cv$ ., para o material dos banzos e da alma).

- Impossibilidade de materializar provetes por razões dimensionais.

<sup>\*</sup> Resultados não conclusivos. *cf. Ref.*<sup>a</sup> **[3.22]** para consultada discriminada dos valores à ordem decimal.

*Ref.*<sup>a</sup> normativas [3.24-3.28]

Além das considerações gerais anteriores, outras em particular são detalhadas de seguida. Para tal, importa também recordar a variação de espessura verificada nas paredes laminadas (média de ± 3,5 mm, 4,0 mm e 4,5 mm nas placas do banzo FI, alma W e banzo FS, respectivamente), bem como a constituição e disposição similares dos reforços que integram esses laminados, cf. §3.1.1.2.

- A maior consistência dos resultados foi verificada nos ensaios de tracção e flexão, sobretudo no que concerne às propriedades de rigidez, tendo sido observados comportamentos muito semelhantes nos vários provetes, além de características médias quase idênticas no material da alma e dos banzos (módulos à tracção e flexão de 29 GPa e 17 GPa, respectivamente). As propriedades mecânicas sob aquelas solicitações são pouco susceptíveis quanto à zona da secção ensaiada.
- A maior discrepância de resultados diz respeito às propriedades em compressão, em ambas as direcções, com variações acentuadas nos valores da tensão última (desvios máximos de 29%) e considerável dispersão nos valores dos módulos de elasticidade (cv. 27%). Esta situação pode ser justificada por uma maior dependência daquela propriedade das características da matriz, sendo condicionada pela natureza e qualidade da resina e pela integridade do sistema fibramatriz, designadamente a qualidade da interface.

- O ensaio à compressão, em particular, nos provetes com menor espessura (banzo FI) foi o que se revelou menos representativo, quer pela fraca consistência dos resultados quer por um comportamento mais atípico do material (não linearidades). Além de se poder associar o fundamentado acima (elevada dependência da qualidade da matriz), tal facto foi mais evidente naqueles provetes de geometria mais reduzida, com perda de qualidade por falta de rigor na rectificação das faces de topo. A consequente dificuldade em garantir uma adequada execução experimental motivou a eliminação dalguns ensaios, desconsiderando-se por exemplo as roturas que resultaram em delaminações assimétricas nas extremidades dos provetes (sob compressão não pura).
- A resistência à tracção e à compressão na direcção principal foi da mesma ordem de grandeza (*ca.* 420 MPa), o que evidencia um comportamento semelhante para cada uma das solicitações. Também a resistência à flexão pode ser incluída na referida gama, embora com valores resistentes ligeiramente superiores (*ca.* 450 MPa), como seria de esperar.
- Na direcção transversal, as resistências axiais anteriores inserem-se em ordens de grandeza distintas, em média – 12 vezes inferior à tracção e cerca de 4 vezes menor em compressão (e 3 vezes à flexão). Estes resultados mostram claramente a fraca resistência dos laminados quando traccionados na direcção transversal. Em termos relativos, tal pode significar uma relação bastante reduzida dos reforços dos laminados – entre as mantas externas e os *rovings* internos, certamente pouco preponderantes em mobilizar um acréscimo significativo da resistência face àquela que é conseguida unicamente pela matriz.
- O módulo de elasticidade em compressão longitudinal apresenta uma redução de cerca de 30% do módulo à tracção na direcção correspondente. Esta diferença usual entre parâmetros de rigidez axial é apontada na literatura como sendo devida à susceptibilidade das fibras encurvarem, apesar do suporte conferido pela matriz. Verifica-se uma maior uniformidade desta propriedade, quanto à zona do material ensaiado, relativamente à capacidade última resistente. Para além disso, importa referir que no ensaio de compressão o módulo foi estimado com base na variação de comprimento do provete, sendo por isso sensível ao fenómeno de esmagamento das suas extremidades, enquanto que o módulo em tracção foi medido localmente com recurso a extensómetro.
- A resistência ao corte interlaminar do material é substancialmente inferior quando comparada com as resistências axiais ou à flexão (inferior a 10%). Os provetes da alma foram os que apresentaram uma menor resistência, seguindo-se a dos banzos menos e mais espessos. À semelhança das propriedades em compressão, como a resistência ao corte interlaminar é determinada pelas características da matriz, pode presumir-se diferentes qualidades do material resinoso na região dos banzos e da alma, resultantes do processo da pultrusão da secção.
- O coeficiente de Poisson "maior" (*LT*) no plano do material da alma (0,14) foi cerca de metade do obtido dos provetes de ambos os banzos (0,30), encontrando-se este último mais enquadrável na literatura. Ainda que aparentemente algo excessiva, aquela diferença pode ser devida a uma

desigualdade da dosagem dos reforços (CSM e ROV) para as duas zonas ensaiadas, tendo em conta que foi identificada uma mesma constituição e sequência de empilhamento laminar nas paredes da alma e dos banzos. Parece aceitável que as almas contenham uma maior percentagem de fibras nas mantas de reforço que os banzos, em detrimento do teor de *rovings*. Aliás, na qualidade de elementos susceptíveis a tensões tangenciais, é reconhecido que as almas conseguem assegurar maiores níveis de resistência ao corte no plano com o aumento do teor de fibras a  $\pm 45^{\circ}$ .

- Em relação ao coeficiente de Poisson "menor" (*TL*), o valor médio obtido do ensaio de tracção (0,11) é bastante concordante com o valor teórico dado pela relação a 4 constantes elásticas independentes ( $E_L/E_T = v_{LT}/v_{TL}$ ). Este rácio tem validade em muitos dos laminados pultrudidos, assumidos como placas ortotrópicas, em particular com comportamento transversalmente isotrópico. A mesma relação verifica-se com os módulos em compressão.
- Do ensaio de calcinação resultou um conteúdo inorgânico relativamente elevado 65,5% (média global), tendo em conta valores habitualmente inferiores referenciados sobre este material. Note-se o teor superior para o material das almas que, embora com pouca expressão face aos dos banzos, pode corroborar em certa medida a diferença entre os coeficientes de Poisson, não só pelo teor quantitativo superior em si mas também pelo presumível teor relativo diferenciado na tipologia do reforço. Aliás, é precisamente nesse sentido que se pode justificar a excepção verificada para a alma, em que a resistência à tracção foi relativamente inferior à de compressão, ao contrário de todos os restantes casos.
- Em termos de resistência, pode constatar-se que o material da alma é sempre ligeiramente superior ao dos banzos, incluindo o de maior espessura, para qualquer uma das solicitações à excepção do corte interlaminar. O espessamento diferenciado do material das paredes do painel parece não contribuir de forma relevante para essa variação de resistência, assim como o teor em fibra. Parece ser bastante mais verosímil que as diferenças entre propriedades do material das duas zonas ensaiadas da secção, ainda que pouco significativas, se consubstanciem em diferentes pesos relativos atribuídos às duas formas de reforço, associadas a diferenciados estados finais da resina nas almas e nos banzos.

As principais propriedades ao corte no plano – módulo de distorção no plano ( $G_{LT}$ ) e tensão tangencial última ( $\tau_u$ ), não foram obtidas na campanha de caracterização do material, por razões de insuficiência dimensional requerida para os provetes, em especial do material da alma – mais relevante na avaliação daquelas propriedades. Os métodos de ensaio de **Iosipescu** e ensaio de torção permitem determinar as propriedades ao corte no plano dos laminados [**3.29**]. Se o primeiro ensaio representa o único método específico para avaliação da resistência ao corte, o segundo método apenas permite a aferir as correspondentes propriedades de rigidez [**3.30**]. Porém, nenhum dos métodos anteriores foi possível de realizar nos laboratórios do IST (LC e LERM) por falta de aparelhagem instrumental específica para o efeito. Também não se tornou viável a adopção de ensaios de corte por tensão bi-axial **[3.31]**, por via de procedimentos semelhantes ao ensaio de tracção. Neste caso não foi possível assegurar provetes da alma que fossem solicitados à tracção com as fibras orientadas, pelo menos, a 10º da direcção longitudinal **[3.32]**.

Mediante as conclusões retiradas dos resultados obtidos das restantes solicitações, será expectável uma certa variação entre os módulos de distorção da alma e dos banzos. No entanto, parece razoável que possa ser desprezável essa diferença, em virtude da semelhança geral das propriedades daquelas duas placas, sob as mesmas ordens de grandeza, para as várias solicitações (*e.g.*, tracção e compressão). Neste ponto e na qualidade de propriedade de importância acrescida, o módulo de distorção  $G_{LT}$  dos laminados (banzos e alma) foi assumido no valor médio de 2,8 GPa, obtido da rigidez de corte "efectiva" do ensaio à escala real dos painéis, por sua vez corrigido tendo em conta o factor de corte de **Timoshenko** derivado para a secção multicelular do painel, *cf. §3.3.4.1*.

#### 3.2.2.1 Propriedades globais do material: médias, características e de cálculo

Foram admitidos parâmetros de resistência e de rigidez para a totalidade da secção, em detrimento de uma discriminação por elemento de parede, sobretudo no que diz respeito aos estudos analíticos e numéricos processados mais à frente na presente tese. Nesse sentido, foram reunidos os valores médios da Tabela 3.7 em propriedades globais da secção, *vd*. Tabela 3.8.

Propriedades		Tracção		Fle	Flexão		Compressão		
(direcção)		L	Т	L	Т	L	Т	interlaminar	
Médias	$\sigma_{\rm u}$	411 ± 8%	$34 \pm 20\%$	$444\pm10\%$	154 ± 8%	433 ± 21%	$114 \pm 24\%$	37 ± 18%	
[autor]	Е	$29\pm7\%$	$10\pm12\%$	17 ± 8%	$13 \pm 4\%$	$20\pm16\%$	$6\pm30\%$	-	
	n	ISO 527-	4 (21/15)	<b>ISO 14125</b> (19/15)		ASTM D6	ASTM D695 (20/22)		
Características	$\sigma_{\rm u}$	355	22	363	134	282	68	26	
[autor]	Е	25	8	15	12	15	3	-	
Caractorísticas	n	<b>ISO 527-4</b> (≥5)		<b>ISO 14125</b> (≥5)		<b>EN 13706-2</b> (≥5)		<b>ISO 14130</b> (≥5)	
[EN 13706]	$\sigma_{\rm u}$	240	50	240	100	150	70	25	
(classe E23) <sup>(1)</sup>	E	23	7	-	-	_		_	
	n	KS F	2241			KS F 2243			
Fabricante	$\sigma_{u}$	20	)0				200		
	Е	1	7	n/d		-		n/d	

*Tabela 3.8*: Propriedades mecânicas globais do material, obtidas experimentalmente em provetes de 4 mm, (valores médios  $\pm cv$ ., para o material dos banzos e da alma).

 $\sigma$  (MPa) | E (GPa)  $v_{LT} = 0.30$  |  $v_{TL} = 0.12$  FW = 66% n - número de amostras (resultados / ensaios)(1) Acrónimo da Classe do Elemento GFRP, em função do módulo de elasticidade à tracção, E = 17 GPa ou 23 GPa. Em linhas gerais, o material apresenta-se com uma resistência de aproximadamente 400 MPa e um módulo de elasticidade entre 20 a 30 GPa. Estes valores são consideravelmente superiores aos indicados pelo fabricante, *cf.* Anexo B.1. Este apenas remete para as propriedades mecânicas mínimas que o material laminado dos banzos deve satisfazer ( $\sigma_u = 200$  MPa e E = 17 GPa), sem especificar que tipo de propriedade material diz respeito. Do mesmo modo, aponta um valor mínimo para o teor em fibra de 50%.

Uma vez que as propriedades obtidas variam de provete para provete ensaiado (*valores médios*), é possível estatisticamente obter uma estimativa para uma dada propriedade individual (*X*) a partir de um determinado ensaio (*valores característicos*) **[3.33]**. Tendo em conta o valor médio ( $X_m$ )  $\pm$  o coeficiente de variação / desvio padrão ( $V_x$  /  $S_x$ ) obtido para cada uma das propriedades (resistência ou rigidez), do ensaio representado por *n* provetes, o correspondente limite inferior do valor característico do material ( $X_k$ ), sob as mesmas condições de ensaio, pode ser estimado para um nível de confiança de 95% (probabilidade de 5% de não ser excedido) através da seguinte fórmula prevista na **NP EN 1990:2009 [3.34]**,

Valor característico ...... 
$$X_k = X_m - k_n \cdot S_x = X_m \cdot (1 - k_n \cdot V_x)$$

$$(3.8)$$

onde parâmetro  $k_n$  representa o coeficiente correspondente ao quantilho de 5%, função da amostra n repetição de ensaio. Na Tabela 3.8 são apresentados os valores característicos determinados para cada uma das propriedades, sob a consideração do número mínimo de ensaios – n = 15, a que corresponde um  $k_n$  de 1,70 [**3.34**]. Tendo em conta o intervalo de amostras entre 15 a 22 ensaios repetidos para uma mesma propriedade (para mínimo de 5 admitido nas normas), julga-se suficientemente conservativo aquele valor do coeficiente, de modo a ter também em conta a forte variabilidade verificada nas propriedades na direcção transversal e à compressão. Desta forma, os valores característicos  $X_k$ , correspondem a reduções aproximadas desde 7% a 50% dos respectivos valores médios  $X_m$ , às quais se associam coeficientes de variação  $V_x$ , compreendidos entre 4% (mínimo) e 30% (máximo).

Além de especificar normas de ensaio, o documento normativo EN 13706:2002 [3.21] estipula limites inferiores para os valores característicos das propriedades mecânicas, consoante a classificação do elemento de GFRP – classe E17 ou E23. Na mesma Tabela 3.8 é possível ainda comparar os valores característicos provenientes da caracterização experimental com os constantes na norma, bem como nas de ensaio associadas a cada propriedade. Perante os valores característicos obtidos, optou-se por comparar com os da classe E23 em virtude do maior nível de aproximação, embora o fabricante pareça indicar o material, ainda que muito genericamente, como sendo da classe E17. As propriedades experimentais foram relativamente superiores aos valores relativos à classe "superior" (E23), sobretudo no que respeita à resistência do material na direcção principal (50–90%), à excepção da resistência ao corte interlaminar, que se aproximou bastante do valor característico. Em relação à direcção secundária, ambas as propriedades axiais foram inferiores, sendo de destacar a diferença de 56% para a solicitação à tracção. Uma vez mais, faz-se notar uma resistência do material na direcção transversal bastante reduzida, tendo em conta quer aqueles valores normativos quer a generalidade das propriedades referenciadas na bibliografia. De facto, esta situação demonstra o reduzido teor de fibras que formam as mantas de reforço (N/WF, +45°/90°/-45°) comparativamente ao teor dos filamentos contínuos (ROV, 0°). Relativamente às propriedades de rigidez, os valores experimentais são ligeiramente superiores aos da norma, não obstante esta última apenas mencionar valores para a solicitação mais representativa (tracção). Exceptuando-se a resistência na direcção "fraca", o facto de se tratarem de propriedades características do material com valores superiores ao previsto, permite reiterar o lado conservativo da sua aplicação.

Por último, faz-se referência aos valores de cálculo das propriedades do material (resistência ou rigidez). Das diversas abordagens existentes, a filosofia dos Eurocódigos, segundo a **NP EN 1990:2009** [**3.34**], estabelece que o valor de cálculo de uma dada propriedade *X* deverá ser obtido por,

Valor de cálculo..... 
$$X_d = \eta_d \cdot \frac{X_k}{\gamma_m}$$
 (3.9)

em que,  $\eta_d$  representa o valor de cálculo do factor de conversão e  $\gamma_m$  o coeficiente parcial de segurança do material. A norma refere que ambos são dependentes do tipo de ensaio e do tipo de material, devendo ser seleccionados de acordo com o domínio de aplicação dos resultados do ensaio. Esta mesma abordagem é reproduzida no regulamento Italiano **CNR-DT 205/2007** [**3.35**] que, especificamente para estruturas de material pultrudido, prescreve os factores e coeficientes indicados na Tabela 3.9, para estados limite de serviço (ELS) e estados limite últimos (ELU).

Fact	ores de segurança		ELS	ELU
Curto Prazo	Material <b>y</b>		1,0	1,15×1,30 ≈ 1,5
	Ligações adesivas 🛛 🥢		<i>var</i> . ( $\geq 2$ )	<i>var</i> . (≥ 2)
Longo Prazo	Reologia	$oldsymbol{\eta}_1$	0,3	1,0
	Durabilidade	$oldsymbol{\eta}_a$	1,0	1,0

Tabela 3.9: Factores parciais de segurança para o material pultrudido do painel, CNR-DT 205/2007 [3.35].

Para o valor do coeficiente parcial de segurança do material ( $\gamma_i$ ) aos ELU, o guia Italiano tem em conta o grau de incerteza na definição das propriedades, em função do coeficiente de variação: 1,10 ou 1,15, respectivamente, para  $V_x$  inferior a 10% ou  $V_x$  entre 10% e 20%. Além disso, inclui um outro coeficiente conservativo (1,30) que permite ter em consideração o comportamento frágil do material. O produto destes dois traduz-se no coeficiente parcial de segurança mais conservativo, *ca*. 1,50. São também referidos coeficientes parciais de segurança para as ligações adesivas ( $\gamma_i$ ), função de 4 factores multiplicativos dependentes das propriedades mecânicas do adesivo, do seu método de aplicação e das condições quer ambientais quer do carregamento. Por fim, o factor de conversão ( $n_d$ ) tem por objectivo incluir os efeitos ambientais na durabilidade do material e os efeitos diferidos a longo prazo, através da multiplicação dos respectivos factores de conversação ( $n_a$  e  $n_1$ ). Os valores constantes na Tabela 3.9 correspondem aos sugeridos pelo guia italiano nesta matéria [**3.35**]. Note-se para a redução em 33% de uma dada propriedade na verificação da segurança em serviço das estruturas de GFRP, quando são considerados efeitos reológicos importantes para o material pultrudido, como por exemplo o fenómeno da fluência.

## 3.2.2.2 Propriedades de rigidez equivalentes (efectivas) dos laminados

A exposição anterior sobre a teoria CLT permite determinar as propriedades mecânicas relacionadas com a rigidez do material pultrudido da secção do painel multicelular. Como referido, neste trabalho a aplicação dos modelos teóricos envolvidos, sobretudo os micromecânicos, foi inviabilizada pela indisponibilidade de informação relativa aos constituintes das camadas que formam as paredes da secção. No entanto, ao nível do laminado, foram seguidas algumas abordagens simplificativas provenientes da teoria clássica, conjuntamente com os resultados obtidos dos ensaios em provetes.

A partir das constantes elásticas determinadas na campanha de caracterização do material foram obtidas as parcelas de rigidez axial e de flexão ( $A_{ij} \in D_{ij}$ ) – vd. Tabela 3.10, dos provetes equivalentes a laminados ortotrópicos, correspondentes às paredes laminadas da secção do painel, *cf*. Eqs. (3.1) a (3.5).

	Matriz de	membrana		Propriedades		Matriz d	le flexão	
A <sub>11</sub>	A <sub>12</sub>	A <sub>22</sub>	$A_{66}$		<b>D</b> <sub>11</sub>	D <sub>12</sub>	D <sub>22</sub>	D <sub>66</sub>
$\times 10^{6}$ N/m		<b>Rigidez</b> $(t = 4 \text{ mm})$	N.m					
119,22	14,77	42,09	11,16	(	158,96	19,69	56,12	14,88
α <sub>11</sub>	$\alpha_{12}$	α <sub>22</sub>	α <sub>66</sub>		δ <sub>11</sub>	δ <sub>12</sub>	δ <sub>22</sub>	δ <sub>66</sub>
×10 <sup>-9</sup> m/N		<b>Flexibilidade</b> (t = 4  mm)	×10 <sup>3</sup> 1/N.m					
8,77	-3,08	24,84	89,61	× ,	6,58	-2,31	18,63	67,20

t – espessura nominal das paredes.

Tabela 3.10: Coeficientes das matrizes de rigidez e de flexibilidade das paredes laminadas da secção do painel.

 $E_L = 28,7$  GPa;  $E_T = 10,1$  GPa (tracção);

 $G_{LT} = 2,8$  GPa (valor analítico, *cf.* §3.3.4.1);  $v_{LT} = 0,30$  ( $v_{TL} = 0,12$ ).

O cálculo da rigidez "efectiva" foi efectuado com base em hipóteses simplificativas, assumindo nomeadamente a simetria ( $B_{ij} = 0$ ) e o balanceamento ( $B_{16} = B_{26} = 0$  e  $D_{16} = D_{26} = 0$ ) da estrutura laminada que compõe a secção multicelular pultrudida. Esta aproximação prevê-se ser bastante realista tendo em conta a estrutura interna que foi possível observar ao pormenor no interior das paredes laminadas dos banzos e da alma. Os coeficientes de rigidez / flexibilidade, relativos às correspondentes matrizes de membrana e de flexão, foram obtidos das propriedades em tracção **[3.29]**, no que respeita aos seus valores médios globais para a secção, sem existir distinção entre as paredes dos banzos e da alma (por semelhança das propriedades axiais dos dois tipos de placas). Embora sob as variações reconhecidas, a espessura admitida para as paredes laminadas foi singular, correspondente à espessura nominal da secção: t = 4 mm.

Na Tabela 3.10 encontram-se resumidas as propriedades "efectivas" de rigidez (e de flexibilidade), de membrana  $A_{ij}$  e de flexão  $D_{ij}$ , dos provetes equivalentes a laminados ortotrópicos (paredes da secção), a par das 4 constantes elásticas ortotrópicas independentes ( $E_L$ ,  $E_T$ ,  $G_{LT} \in v_{LT}$ ). Estas propriedades equivalentes servem para modelar analiticamente o comportamento mecânico dos painéis, tal como efectuado mais à frente na presente tese. Refira-se que, nalgumas abordagens analíticas, as componentes de flexibilidade são as que permitem estabelecer inversamente as relações constitutivas mais simples, relacionando-se de forma mais directa com as constantes ortotrópicas [**3.36-3.38**].

## 3.2.3 CARACTERIZAÇÃO DA SECÇÃO À COMPRESSÃO

A caracterização mecânica do material anteriormente efectuada foi complementada por uma outra à escala da secção celular para solicitações à compressão, quer segundo a (i) direcção longitudinal, quer (ii) transversal (perpendicular ao plano). O primeiro conjunto de ensaios – \$3.2.3.1, teve por objectivo reavaliar as propriedades em compressão do material face a determinados resultados inconclusivos dos ensaios em provetes. A segunda série de ensaios – \$3.2.3.2, teve por finalidade analisar o comportamento à compressão das almas na direcção transversal à pultrusão, perpendicular ao plano da secção celular do painel. Ambas as séries de ensaio foram realizadas no LERM do IST, recorrendo a uma máquina hidráulica universal INSTRON (capacidade máxima de 250 kN).

## 3.2.3.1 Ensaio de compressão longitudinal

Este ensaio consistiu na compressão longitudinal de um conjunto de 6 provetes celulares (designação  $CL.\#)^1$ , extraídos do painel, com um comprimento de 75 mm, através da imposição de um deslocamento relativo entre os cabeçotes da máquina hidráulica, *vd*. Fig. 3.20. Relativamente a resultados, pretendeu-se a obtenção dos valores últimos da resistência e extensão, do módulo de elasticidade e dos deslocamentos laterais das paredes laminadas que constituem os módulos celulares.

No decorrer do ensaio, o deslocamento axial,  $d_a$ , dos provetes foi estimado pela variação da posição relativa dos cabeçotes do equipamento. No que respeita aos deslocamentos laterais das paredes,  $d_l$ , estes foram medidos por dois tipos de deflectómetros<sup>2</sup> – centrados numa das almas e num dos banzos. A utilização de um deflectómetro de fio foi considerada oportuna após se verificar o ressalto dos transdutores de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CL - tipo de carregamento: C (compression) e direcção da solicitação: L (longitudinal).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Deflectómetro de êmbolo (marca APEK e curso de 25 mm) e deflectómetro de fio (marca TML e curso de 500 mm).

êmbolo na sequência da rotura inicial do provete em causa. O ensaio foi conduzido até à rotura dos provetes, em controlo de deslocamentos, para uma velocidade constante de 1,3 mm/min. A aquisição de dados foi efectuada em PC através de um sistema de aquisição de dados de 8 canais (marca HBM, *Spider*8).





*Figura 3.20*: Vista do ensaio de um provete e instrumentação (deflectómetros).

*Figura 3.21:* Rotura de provete com encurvadura simultânea para o exterior (almas) e interior (banzos).

Os provetes comprimidos romperam por instabilidade das suas paredes laminadas. A Figura 3.21 mostra um dos modos típicos de rotura devido à encurvadura das paredes – almas para o exterior e banzos para o interior da célula. Noutras situações, aquele fenómeno resultou na encurvadura de todas as paredes para fora dos seus planos (exterior). Na Figura 3.22 encontram-se representados os diagramas com as curvas *Força de compressão longitudinal – Deslocamento axial*, ( $F_{c,L} - \delta_a$ ), resultantes destes ensaios.



*Figura 3.22*: Curvas  $F_{c,L} - \delta_a$  dos provetes ensaiados à compressão longitudinal.

Os provetes CL.3 e CL.5, assinalados a traço interrompido na Figura 3.22, não atingiram a rotura, uma vez atingido o limite da capacidade de carga do equipamento utilizado. Os provetes mostraram comportamentos muito idênticos entre si, sendo que o início do fenómeno da instabilidade se encontra bem definido graficamente, tendo ocorrido para uma carga axial próxima de 155 kN, correspondendo a uma tensão axial de aproximadamente 112 MPa. Como referido, os deslocamentos medidos corresponderam ao deslocamento do cabeçote superior do sistema de carregamento, estando estes valores sujeitos a ajustes internos. Por um lado, este facto poderá justificar os valores de deslocamentos obtidos, que conduziram a valores de deformações e, consequentemente, módulos de elasticidade (*ca.* 5,6 GPa) inferiores à ordem de grandeza esperada. Por outro lado, fenómenos de esmagamento nas extremidades dos provetes podem ter estado também na causa de variações axiais (deslocamentos relativos) não representativas de um "estado puro" de compressão. Nesse sentido, apenas vale a pena indicar os seguintes valores médios:  $F_{cu,L} = 254 \pm 1,4\%$  (força última) e  $\sigma_{cu,L} = 183 \pm 1,4\%$ . (tensão última). Os reduzidos coeficientes de variação (*cv.*, %) comprovam a consistência destes resultados.

Em relação aos deslocamentos laterais, foram obtidos alguns resultados inesperados e pouco convencionais, para os quais poderão ter contribuído os ressaltos dos deflectómetros de êmbolo e erros experimentais associados à troca de deflectómetros. Em representação dos resultados de maior coerência, na Figura 3.23 mostram-se dois diagramas *Tensão de compressão longitudinal – Deslocamento lateral*,  $(\sigma_{c,L} - \delta_l)$ , relativos aos provetes CL.5 e CL.6. Presumindo-se que aqueles gráficos são representativos da generalidade do comportamento dos provetes, uma vez mais, a instabilidade parece ter sido iniciada para uma tensão próxima de 112 MPa.



*Figura 3.23*: Curvas  $\sigma_{c,L} - \delta_l$  dos provetes ensaiados à compressão longitudinal: (a) CL.5 e (b) CL.6.

Pode afirmar-se que deste conjunto de ensaios não foi atingido o principal objectivo proposto – complementar a caracterização incerta do material avaliada anteriormente à escala menor de provetes. Neste caso, também nenhuma das propriedades foi avaliada com precisão por diversas razões, como a instrumentação e a geometria dos módulos celulares que conduziu a fenómenos de instabilidade. No entanto, face à (reduzida) importância relativa dada a esta propriedade, optou-se por assumir os parâmetros obtidos inicialmente, sem realizar outro ensaio do género.

## 3.2.3.2 Ensaio de compressão transversal

Os ensaios de compressão transversal ao plano da secção do painel tiveram por finalidade aferir a capacidade última das almas na direcção perpendicular à pultrusão (por resistência ao esmagamento ou instabilidade). Aquelas paredes finas representam as placas da secção mais susceptíveis às distribuições de tensões axiais na direcção "mais fraca" – transversal **[3.39]**. Os resultados a esta escala podem também ser comparados com os resultantes da caracterização em provetes sob compressão transversal. Para além disso, o modo de solicitação em causa vai de encontro aos estados de tensão instalados no painel quando submetido em flexão (incluindo axiais combinados nas almas), quer na direcção principal quer secundária, permitindo, por exemplo, uma análise mais completa do seu comportamento à rotura sob flexão. De certa forma, o presente ensaio pretendeu avaliar o comportamento do painel para cargas localizadas numa superfície de área não desprezável, tendo em conta o modelo de carga local previsto na **EN 1991-2:2003 [3.40]** para projecto de pontes pedonais (superfície quadrada de 100 mm de lado).

A Tabela 3.11 representa esquematicamente a configuração do conjunto de séries ensaiadas (designação CVx.n/c.#), que incluíram três provetes cada. As séries subdividiram-se em dois grupos de módulos celulares: (i) provetes *simples* e (ii) provetes *híbridos* (preenchidos com espuma rígida de poliuretano).



Tabela 3.11: Configuração dos provetes ensaiados à compressão transversal (dimensões em mm).

CV – tipo de carregamento: C (*compression*) e direcção da solicitação: V (*vertical*). x.n/c – número de almas do provete: x (1, 2 e 3) e variante do núcleo: n (*no*) / c (*core*).

Sobre as séries seleccionadas procurou-se reproduzir um carregamento axial uniformemente distribuído sobre módulos de painel com uma, duas e três almas, *i.e.*, secção em I, secção com uma célula e duas células, numa profundidade dos banzos de 140 mm (dobro da altura útil das almas). Os provetes foram

instrumentados com deflectómetros<sup>1</sup> eléctricos com cursos de 25 e 50 mm, para registo dos deslocamentos horizontais ( $\delta_h$ ) e verticais ( $\delta_v$ ), respectivamente. Em cada uma das seis séries foi ainda instrumentado um provete com um extensómetro<sup>2</sup>, a meia altura da alma na direcção vertical ( $\varepsilon_v$ ). O carregamento decorreu em controlo de deslocamentos para uma velocidade de cerca de 0,05 mm/s.

Nas Figuras 3.24 (a) e (b) são apresentadas as curvas *Força de compressão vertical – Deslocamento vertical*,  $(F_{c,V} - \delta_v)$ , para os provetes *simples* e provetes *híbridos*, respectivamente. Na Figuras 3.25 pode observar-se os modos de rotura característicos ocorridos em três provetes respeitantes a séries de ensaio distintas pelo número de almas (CV1.n.#, CV2.c.# e CV3.n.#).



*Figura 3.24*: Curvas  $F_{c,v} - \delta_v$  dos provetes ensaiados à compressão transversal: (a) simples e (b) híbridos.

Comparando ambos os diagramas da Figura 3.24, pode verificar-se que a inclusão da espuma Pu não interferiu de forma relevante quer nas tensões máximas avaliadas, quer no nível de rigidez das almas (diferenças máximas de 13%). Estas verificações podem ser suportadas pela análise dos resultados indicados na Tabela 3.12 (tensão máxima de compressão transversal nas almas e rigidez em regime linear).



*Figura 3.25*: Modos de rotura no ensaio de compressão transversal das almas nos provetes: (a) CV1.n.# – 1 alma, (b) CV2.c.# – 2 almas e (c) CV3.n.# – 3 almas.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Deflectómetros de êmbolo da marca APEK (cursos de 25 e 50 mm).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Extensómetro eléctrico da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

As tensões foram estimadas com base numa distribuição uniforme no plano do painel, através da relação entre a carga total e a área de influência das almas afectas nesse plano. Os valores obtidos variam entre 61 MPa a 85 MPa, os quais vão de encontro aos resultados obtidos nos ensaios de caracterização do material das almas à compressão transversal ( $76 \pm 18\%$  MPa, *cf*. Tabela 3.7). Faz-se notar para a ligeira tendência decrescente da tensão à medida que aumenta o número de almas dos módulos celulares. Esta situação devese ao facto de no cálculo simplificado das estimativas das tensões ter sido desprezada a contribuição da rigidez dos banzos flectidos (associada ao nó banzo-alma) e as almas interiores absorverem mais carga (maior largura de influência), sendo mais significativa quanto mais placas verticais existirem ligadas aos banzos.

Provetes de ensaio		<b>Tensão máxima</b> [MPa]	<b>Rigidez</b> [×10 <sup>3</sup> N/mm]
S	CV1.n.#	$78\pm05\%$	$53\pm04\%$
imple	CV2.n.#	$68\pm07\%$	$89\pm02\%$
S	CV3.n.#	$61 \pm 21\%$	$194\pm03\%$
SO	CV1.c.#	$85 \pm 11\%$	$60\pm01\%$
Híbride	CV2.c.#	$69\pm04\%$	$95\pm05\%$
	CV3.c.#	$75\pm09\%$	$178\pm04\%$

Tabela 3.12: Propriedades das almas dos provetes ensaiados à compressão transversal.

Os reduzidos deslocamentos horizontais registados, sensivelmente, até aos níveis máximos da força revelaram que as roturas foram essencialmente por esmagamento do material, conduzindo ao corte último longitudinal das almas, *vd*. Fig. 3.25. Aliás, esta situação foi igualmente verificada nos módulos *simples*, sem preenchimento de espuma, que teria por objectivo diferenciar modos de rotura por, de certa forma, restringir a deformação das almas para fora do seu plano. Nesse sentido, para uma relação de 2, entre o comprimento (bordo solicitado) e a largura (bordo livre) da placa da alma, o preenchimento ou não do núcleo celular com espuma não se traduziu em comportamentos distintos do painel celular no seu plano quando sujeito a estados de compressão pura. Através da evolução das tensões estimadas, em função das extensões registadas (provetes nº 3 – .#), foi possível obter um valor médio para o módulo de elasticidade à compressão de 8,2 GPa, *vd*. Fig. 3.26 (curvas  $\sigma_{c,V} - \varepsilon_v$ ). Este valor é relativamente próximo da constante material obtida em tracção na direcção transversal (*ca.* 10 GPa), não obstante, em termos de resistência, se verificar (como esperado) uma diferença duas vezes superior (em compressão).

Por último, embora no âmbito dos tabuleiros rodoviários, importa salientar o trabalho realizado por **Park** *et al.* **[3.41]** neste tema. Os autores verificaram efeitos acentuados por encurvadura nas almas de painéis de laje modulares, para uma relação  $h/t_W$  das paredes verticais próxima da esbelteza das paredes do painel em estudo (18,5), embora para uma relação entre comprimentos dos bordos das almas inferior (1,6).



*Figura 3.26*: Curvas  $\sigma_{c,v} - \varepsilon_v$  dos provetes ensaiados à compressão transversal: (a) simples e (b) híbridos.

## 3.2.4 COMPORTAMENTO À PERFURAÇÃO ESTÁTICA

Na qualidade de elemento bidimensional, os painéis de laje pultrudidos em GFRP são naturalmente susceptíveis a carregamento transversal ao seu plano, sendo tão mais susceptíveis quanto mais localizadas forem as cargas pontuais aplicadas **[3.42,3.43]**. A reduzida espessura e a própria estrutura laminada das paredes que constituem os painéis, nomeadamente o multicelular analisado nesta tese, foram desde logo identificados como factores importantes na compreensão da reposta do material pultrudido à indentação por acção de elementos perfurantes, por norma de natureza acidental (*e.g.*, ponteiras de guarda-chuvas, entalhadores, saltos altos de sapatos). O elevado campo de tensões gerado por aqueles elementos pode provocar o entalhe do material pultrudido, mesmo para valores de carga relativamente reduzidos, podendo prosseguir na penetração e perfuração total dos laminados dos banzos do painel **[3.44-3.46]**.

É no contexto descrito que se pretendeu analisar o comportamento à perfuração *quasi* estática (indentação) do material pultrudido do painel em estudo. O comportamento foi caracterizado experimentalmente, tomando em consideração uma série de variáveis de interesse prático real: (i) a geometria da placa, (ii) o efeito do revestimento da placa, quer inferior quer superiormente e (iii) a tipologia dos perfuradores. O material submetido à perfuração foi exclusivo aos laminados dos banzos, na qualidade de parede fina mais importante da secção, no que concerne à sua capacidade de carga sob acções perpendiculares ao plano do painel. Os resultados experimentais tiveram por objectivo avaliar os níveis de deformação por indentação e por flexão dos banzos e os seus modos de rotura. Além disso, importa sublinhar que por via da análise do fenómeno da indentação é possível estimar as energias de impacto incidente que serão necessárias para perfurar e danificar os laminados [**3.47-3.49**], a fim de se evitar a realização de ensaios ao impacto. Embora também tenha sido conhecida a resposta dinâmica do material pultrudido, através de ensaios ao impacto a baixa velocidade (mantendo as condições de apoio e geométricas dos laminados), realizados no IST no âmbito de uma investigação específica em co-autoria, optou-se por não apresentar na presente tese os respectivos resultados, a modelação dinâmica e correlação com os parâmetros estáticos.

#### 3.2.4.1 Campanha experimental

O ensaio consistiu em carregar laminados dos banzos de geometria rectangular, através de um perfurador suficientemente reduzido na sua secção, num modelo de carga em flexão a três pontos (3P), com dois bordos apoiados (perpendicular à direcção da pultrusão) e os outros dois livres (segundo a direcção principal das fibras). Sob o compromisso entre o menor consumo possível de material e a reprodução de um ensaio próximo de uma "acção real" susceptível de perfurar o painel de laje, foram reproduzidos três modelos de referência de provetes (SP)<sup>1</sup>, *vd.* Fig. 3.27:

- Módulo celular individual 1C (unicelular);
- Módulo conjunto de três células 3C (tricelular);
- Placa laminada singular do banzo LM (laminado).



Figura 3.27: Modelos dos provetes de referência do ensaio à perfuração dos banzos: (a) 1C; (b) 3C e (c) LM.

Enquanto nos primeiros dois modelos as placas solicitadas corresponderam a paredes de banzos integrados em módulos celulares retirados directamente do painel, no terceiro modelo as placas singulares tiveram que ser extraídas por corte de módulos celulares. Na prática, as linhas de apoio das placas nos bordos corresponderam, em qualquer das situações, às ligações banzo-alma, perfazendo um vão de 90 mm. A largura das placas foi sempre mantida com a mesma dimensão – 200 mm, correspondendo a uma profundidade livre de placa superior ao dobro do vão.

Faz-se notar que, ao contrário da simplicidade dos módulos celulares, obtidos por cortes parciais dos painéis, os provetes laminados LM foram resultado numa primeira fase do corte das almas de módulos celulares nas zonas dos nós banzo-alma. Como se mostra na Figura 3.28, a superfície de corte foi posteriormente submetida a um processo de acabamento por desgaste abrasivo (polimento com fita de lixa), de forma a conservar um espessamento de 5 mm nas junções "I" e a regularizar essa superfície. Importa referir que o modelo singular de placa LM foi potenciado pela necessidade de se reduzir ao máximo o material consumido, com o intuito de se reproduzir um sistema de apoio para placa "única", semelhante ao de um laminado interligado pelas paredes da alma que lhes servem de apoio.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Designação de referência, SP – aplicável em qualquer geometria de provete na sua situação de base "simples",

*i.e.*, sem qualquer protecção por revestimento da superfície ou com o núcleo preenchido.

A Figura 3.29 mostra os perfuradores utilizados no ensaio: (a) 10H, (b) 10F e (c) 6H, os quais variaram entre si na espessura da ponteira (6 e 10 mm) e quanto à forma da sua extremidade (hemisférica – H e plana – F). O perfurador 10H foi tomado como referência, tendo sido o mais recorrido nos ensaios por se presumir que representa, quer em termos estáticos quer dinâmicos, a forma de contacto mais realista das cargas perfurantes que, na prática, mais incidem sobre os tabuleiros pedonais, *e.g.*, saltos altos de sapatos.





*Figura 3.28*: Preparação de um provete laminado do banzo (LM), com polimento das uniões banzo-alma.

*Figura 3.29*: Ponteiras de perfuradores utilizados no ensaio de perfuração: (a) 10H; (b) 10F e (c) 6H.

Para além das referências geométricas acima descritas, considerou-se oportuno avaliar o comportamento à perfuração de laminados revestidos por uma camada polimérica superficial (designação LY). Esta foi aplicada nos provetes 3C e LM com o intuito de reproduzir a camada de desgaste concebida para o revestimento do tabuleiro da *Ponte Pedonal Compósita*. O seu processo de aplicação e materiais constituintes foram descritos anteriormente no *§3.1.2.3* – Ligantes de revestimento, *vd*. Figs. 3.14 e 3.15. Por último, foram ainda constituídos provetes híbridos – módulos celulares 1C e 3C, cujo núcleo foi preenchido com espuma rígida de poliuretano (designação PU). Embora menos relevante, esta variante permitiu analisar se a perfuração dos laminados é suficientemente condicionada quando os módulos celulares são preenchidos por material leve de resistência desprezável face à do material GFRP.

As duas últimas variantes de ensaio foram frequentemente associadas a um só parâmetro – "protecção do provete", em virtude da sua influência, mais ou menos, esperada nas respostas de base dos provetes referência. De certo modo, presumiu-se *a priori* que os materiais envolventes, quer inferior quer superiormente aos banzos, produziriam um determinado efeito protector sobre os laminados conduzindo, por conseguinte, a comportamentos menos condicionantes à perfuração. A Tabela 3.13 resume o conjunto de provetes ensaiados, tendo sido designados em respeito da série de parâmetros abordados na campanha:

- i) Geometria do provete 1C, 3C e LM (SP);
- ii) Protecção por preenchimento do núcleo celular PU;
- iii) Protecção por revestimento polimérico da superfície do banzo LY;
- iv) Tipologia do perfurador 6H, 10H e 10F.

Para cada uma das 13 séries analisadas foram ensaiados 3 provetes, tendo sido realizado, pelo menos, um total de 39 ensaios. Nalguns casos foi revista a necessidade de repetição do ensaio, por falhas experimentais de ordem diversa. No Anexo B.5 são apresentados os valores individuais da espessura da totalidade dos laminados perfurados. Um desvio de  $\pm$  0,48 mm em torno do valor médio de 4,22 mm traduz a forte variabilidade registada na espessura das placas, sendo de esperar, à partida, uma clara repercussão desse efeito nos resultados experimentais.

Tabela 3.13: Séries de provetes ensaiados à perfuração (P.), sob designações em função dos parâmetros de ensaio.

	Provetes	s		Perfurador	
G	Geometria	Protecção	6H	10H	10F
U		SP	_	P.1C.SP.10H	_
1		PU	P.1C.PU.6H	P.1C.PU.10H	P.1C.PU.10F
		SP	P.3C.SP.6H	P.3C.SP.10H	P.3C.SP.10F
3C		PU	_	P.3C.PU.10H	_
			_	P.3C.LY.10H	_
M		L SP	P.LM.SP.6H	P.LM.SP.10H	P.LM.SP.10F
<b>L</b> J			_	P.LM.LY.10H	_

Para aplicação da carga foi utilizada uma máquina hidráulica universal de ensaios da marca INSTRON, com uma capacidade de 250 kN. Na travessa superior foram amarrados os perfuradores, cujas garras mantiveram constante o aperto hidráulico conferido aos seus espigões sem ocorrer deslizamento interno entre eles. No cabeçote inferior foi fixada uma chapa metálica no sistema de garras, onde se apoiaram directamente os módulos celulares.

No caso dos provetes laminados (LM), foi necessário reproduzir um sistema de apoio metálico que se aproximasse, em certa medida, à ligação "real" banzo-alma das placas do banzo enquanto elemento integrante dos módulos celulares completos. Nesse sentido, os apoios foram materializados através de perfis tubulares (RHS 40×40×4 mm), onde os bordos das placas apoiavam nas zonas correspondentes às uniões banzo-alma, sendo estes fixados por abas de cantoneiras apertadas contra os perfis através de porcas roscadas em varão M8 (simetricamente dispostas no conjunto placa – apoios). O grau de encas-

tramento conferido sobre aqueles apoios foi mantido sempre constante, tendo sido garantido por um momento de aperto de 15 N.m aplicado com chave dinamométrica. Sobre a face de assentamento dos perfis foi ainda aplicada uma folha de lixa aderente, de modo a evitar possíveis escorregamentos das placas sobre aquelas faces de apoio. O bloco de apoio foi amarrado ao cabeçote inferior da prensa, enquanto no superior foram fixados os perfuradores em causa, *vd.* Fig. 3.30.



*Figura 3.30*: Ensaio à perfuração estática: aplicação de carga em provetes modulares (a) P.1C.PU e (b) P.3C.LY; (c) esquema de ensaio; (d) sistema de apoio das placas LM e (e) aperto dos bordos com chave dinamométrica.

A perfuração das placas foi conseguida através do movimento da travessa inferior da prensa, cujo deslocamento vertical dos provetes permitia imprimir no cabeçote superior (fixo) uma reacção que aplicasse estados de compressão perfurantes sobre as placas. O ensaio foi conduzido monotonicamente, em controlo de deslocamentos, a uma velocidade de 0,1 mm/s até à rotura das placas laminadas. A rotura última foi definida pela penetração das placas laminadas e subsequente perfuração total. Como forma de controlo, para além do registo do deslocamento do cabeçote do equipamento (precisão de 0,01 mm), foi utilizado um deflectómetro com curso de 25 mm (marca APEK), que permitiu medir o deslocamento vertical relativo entre os cabeçotes. A força e os deslocamentos medidos foram registados em PC, através de um sistema de aquisição de dados de 8 canais da marca HBM (modelo *Spider8*).

#### 3.2.4.2 Apresentação dos resultados experimentais

Para melhor apresentação do extenso conjunto de resultados das várias séries de provetes ensaiados, optou-se por seguir uma ordem semelhante à descrita na Tabela 3.13, dando-se um maior destaque aos ensaios resultantes da perfuração com a ponteira de referência – hemisférica de 10 mm (10H). Cada um dos gráficos apresentados em diante corresponde à curva *Força – Deslocamento relativo*, (F - d), de cada uma das 13 séries de ensaio (com repetição de 3 provetes). Sobre as mesmas curvas é representada

uma curva média, de onde são assinalados os respectivos valores da carga máxima e do correspondente deslocamento na rotura última. Naturalmente que estes valores "médios" nem sempre correspondem, exactamente, aos valores obtidos da média ponderada dos máximos das várias curvas.

Em primeiro lugar, dá-se destaque isolado aos resultados do ensaio dos provetes P.1C.SP.10H, de um só módulo celular sem o núcleo preenchido com espuma e sem revestimento. Nas Figuras 3.31 e 3.32 são mostradas, respectivamente, as curvas F - d e um modo de rotura típico daquela tipologia celular.





*Figura 3.31*: Curvas *F* – *d* dos provetes P.1C.SP.10H.#. *Figura 3.32*: Rotura por rotação excessiva em flexão

*Figura 3.32*: Rotura por rotação excessiva em flexão das uniões banzo-alma do provete P.1C.SP.10H.#3.

A distinção apontada deve-se a uma perfuração do módulo vazio que, peremptoriamente, não foi atingida com a ponteira 10H. Após dano inicial do material, por indentação superficial do banzo, a rotura foi devida à excessiva rotação por flexão das ligações banzo-alma nas zonas dos apoios, até se atingir em grandes deslocamentos a fendilhação longitudinal do material nos pontos de flexão. Como se poderá comparar em diante, é notório o comportamento distinto do módulo celular vazio face à globalidade das respostas dos restantes provetes. Importa realçar que este tipo de comportamento foi igualmente observado independentemente do perfurador utilizado (inclusive o 6H), sendo apenas atingidas roturas por perfuração nos provetes híbridos. Por este motivo, a tipologia modular de uma só célula foi gradualmente preterida nos ensaios subsequentes, nomeadamente ao impacto, perante as alternativas abordadas, tendo sempre presente a necessidade de minimizar o consumo do material extraído dos painéis.

Seguidamente, são apresentadas, em conjunto, os resultados dos restantes ensaios para perfuração com ponteira 10H. Ao contrário da anterior, qualquer das variantes dos provetes permitiu obter roturas válidas à perfuração estática, com comportamentos mecânicos semelhantes, entre si, e claramente representativos do fenómeno, na sua generalidade. Da Figura 3.33 à 3.38 é mostrado o andamento das curvas F - d, segundo a seguinte ordem da variante "protecção do laminado"<sup>1</sup>: SP, PU e LY.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Em associação com a tonalidade das respectivas curvas: SP – azul; PU – verde e LY – vermelha.



Figura 3.33: Curvas F - d dos provetes P.3C.SP.10H.#. Figura 3.34: Curvas F - d dos provetes P.LM.SP.10H.#.



Figura 3.35: Curvas F - d dos provetes P.1C.PU.10H.#. Figura 3.36: Curvas F - d dos provetes P.3C.PU.10H.#.



*Figura 3.37*: Curvas F - d dos provetes P.3C.LY.10H.#. *Figura 3.38*: Curvas F - d dos provetes P.LM.LY.10H.#.

Em conformidade com o exposto na Tabela 3.13, será lógico que os provetes laminados LM não apresentem variante PU (preenchimento de núcleo), nem os módulos celulares 1C a variante LY pelo seu menor interesse sobre essa tipologia modular singular. Comparando qualquer das curvas dos gráficos anteriores em geral, ou da Figura 3.35 em particular, com a evolução das curvas da Figura 3.31, é notório um comportamento diferenciado entre os dois módulos celulares singulares. O vazio (P.1C.SP) apresenta uma não linearidade prematura na evolução F - d face ao comportamento do módulo preenchido com espuma no seu núcleo (P.1C.PU), bem como uma resistência máxima significativamente mais reduzida. Este ponto reforça as roturas invalidadas nos provetes simples de referência unicelulares. Como referido, esta situação foi particular em contraste com os restantes comportamentos à perfuração e os modos de rotura verificados, como por exemplo os danos instalados nos provetes P.1C.PU.10H, P.3C.SP.10H e P.LM.SP.10H, ilustrados nas Figuras 3.39 a 3.41.



*Figura 3.39*: Rotura do módulo P.1C.PU.10H.#1: (a) flexão com dano inicial e (b) perfuração.

*Figura 3.40*: (a) Contacto inicial do perfurador e (b) perfuração parcial no provete P.3C.SP.10H.#2.

*Figura 3.41*: (a) Flexão global de P.LM.SP.10H.#2 e posterior (b) penetração inicial do laminado.

Considerando uma observação mais directa dos resultados, sem se particularizar em análises mais detalhadas (efectuadas adiante), pode constatar-se que as cargas máximas na rotura atingiram valores médios na ordem dos 3,5 kN (perfuração) em regime não linear. No entanto, este valor quando comparado ao considerado para a carga do "1º dano" sofrido pelo laminado, decresce consideravelmente para valores mínimos de força próximos de 2 kN (*ca.* 200 kgf). A 1ª carga de dano foi estimada directamente das curvas F - d, estabelecendo a correspondência com a 1ª falha de resistência. Esta ocorreu numa fase do comportamento, por norma, em regime pós-linear, em fase inicial não linear – início de indentação. Contudo, os primeiros danos ocorridos parecem terem sido devidos às delaminações superiores no material laminado, em fase de pré-penetração, correspondente à transição entre regimes linear e não linear.

De um modo geral, os resultados apresentaram comportamentos bastante similares, claramente identificáveis por um regime inicial linear, seguindo-se a perda da linearidade com quebra, mais ou menos significativa da resistência com sucessiva redução da rigidez. Por fim, em estado último de perfuração total, a carga decresce de forma mais ou menos repentina até o laminado perder por quase completo a sua capacidade resistente. Será interessante reparar que, para cada uma das séries, os conjuntos de curvas mais consistentes estão associados aos ensaios dos laminados LM, cuja dispersão é praticamente desprezável face à variabilidade verificada nos provetes das outras geometrias. De facto, os módulos singulares (1C) são os que apresentaram uma menor consistência dos resultados, seguindo-se os tricelulares (3C).

Na Tabela 3.14 encontram-se resumidos os resultados da totalidade dos ensaios realizados, em termos dos seguintes valores médios das diversas séries: carga do 1º dano por indentação ( $F_{rot,1^o}$ ), carga máxima

na rotura última ( $F_{rot,u}$ ) e correspondente deslocamento ( $d_{rot,u}$ ) e rigidez linear (K). O último parâmetro foi obtido em regime inicial do comportamento com base em regressões lineares com  $R^2$  superior a 99,9%.

	Provetes		Frot,1°	F <sub>rot,u</sub> <sup>máx</sup>	d <sub>rot,u</sub>	К
geometria	protecção	perfurador	[N]	[N]	[mm]	[N/mm]
	.SP <sup>(1)</sup>	.10H	1.590	$2.323\pm18\%$	$6{,}5\pm05\%$	740
P.1C		.10H	2.237	3.497 ± 14%	7,0 ± 04%	1.229
	.PU	.6H	2.070	$2.530\pm03\%$	$5,6\pm06\%$	1.011
		.10F	3.163	3.848 ± 15%	$5,2\pm05\%$	1.349
		.10H	2.047	$3.373 \pm 10\%$	$8,4\pm05\%$	957
	.SP	.6H	2.393	$2.490\pm09\%$	3,6±11%	920
<b>P.3</b> C		.10F	2.913	$4.247\pm07\%$	$5{,}7\pm01\%$	1.084
	.PU	.10H	2.563	3.447 ± 14%	$6{,}4\pm05\%$	1.270
	.LY	.10H	3.247	$3.803\pm07\%$	5,8±04%	1.215
		.10H	2.247	$3.517\pm01\%$	$6,4\pm00\%$	1.045
DIM	.SP	.6H	1.610	$2.500\pm06\%$	$6{,}5\pm03\%$	685
P.LM		.10F	2.613	$3.560\pm07\%$	$6,2\pm05\%$	981
	.LY	.10H	2.427	$3.663 \pm 07\%$	$7,8\pm05\%$	1.053

*Tabela 3.14*: Valores médios dos resultados do ensaio à perfuração estática ( $F_{rot,1^o}$ ,  $F_{rot,u}$ ,  $d_{rot,u}$  e K).

<sup>(1)</sup> (entre traço interrompido) – resultados sem efeito de ensaio considerado não válido à perfuração estática.

Na Tabela 3.14 constam, igualmente, os resultados das séries cujos ensaios foram repetidos recorrendo aos outros perfuradores – 6H e 10F (vd. Figs. 3.42 a 3.44). Esta variante de ensaio foi realizada nos provetes simples de referência (P.3C.SP e P.LM.SP), à excepção dos módulos híbridos unicelulares (P.1C.PU).



*Figura 3.42*: Rotura do provete P.1C.PU.10F.#1: (a) início da penetração e (b) perfuração completa.



*Figura 3.43*: Pós-penetração inicial do perfurador 6H no banzo do provete tricelular P.3C.SP.6H.#3.



*Figura 3.44*: (a) Perfuração da ponteira 10F na placa P.LM.SP.10F.#1 com (b) vista lateral do laminado.
As roturas válidas nos provetes P.1C.PU, com perfurador 10H, motivaram a repetição do ensaio com ponteiras distintas, ao contrário do sucedido nos módulos simples P.1C.SP, onde as roturas não foram satisfatórias na representação do fenómeno em estudo. Como exemplo, as Figuras 3.42 a 3.44 ilustram as perfurações ocorridas em provetes das três geometrias diferenciadas: 1C, 3C e LM. Os respectivos resultados, em termos da evolução das curvas<sup>1</sup> F - d, podem ser consultados nas Figuras 3.45 a 3.50.



Figura 3.45: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.1C.PU.6H.#. Figura 3.46: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.1C.PU.10F.#.



*Figura 3.47*: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.3C.SP.6H.#. *Figura 3.48*: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.3C.SP.10F.#.



*Figura 3.49*: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.LM.SP.6H.#. *Figura 3.50*: Curvas  $F - \delta$  dos provetes P.LM.SP.10F.#.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Em associação com a tonalidade das respectivas curvas: violeta – 6H e cinza – 10F.

Como esperado, para cada uma das séries da geometria de provete, verificou-se um aumento da carga do dano por indentação e consequente rotura por perfuração segundo a seguinte ordem de actuadores: 6H, 10H e 10F. Nessa mesma sequência, os banzos dos módulos apresentaram um aumento da rigidez das suas curvas em fase inicial, *vd*. Tabela 3.14. É interessante notar na maior dispersão de resultados dos módulos perfurados para o diâmetro superior (10 mm), permitindo uma quase sobreposição entre aquelas curvas mais dispersas (10H e 10F). Porém, os resultados com menor variabilidade foram, uma vez mais, provenientes da série de ensaio em laminados (LM) sobre apoios "fixos". Vale a pena referir que, nesta última tipologia, foram identificadas as cargas mais reduzidas para o 1º dano e na rotura última, sob perfuração com ponteira de 6 mm, tomando respectivamente os valores de 1,6 kN e 2,5 kN, *vd*. Fig. 3.49.

#### 3.2.4.3 Análise e discussão dos resultados experimentais

Após uma exposição mais directa dos principais resultados, pretende-se aprofundar a discussão dos mesmos com base em análises particulares de sensibilidade (comparativas e paramétricas) tendo em consideração as variáveis de ensaio abordadas. Resumidamente, estas podem ser reunidas em três classes: (A) geometria do provete, (B) protecção do provete e (C) tipologia do perfurador. Nesse sentido, os resultados são doravante analisados em modo combinado, por associação dos efeitos introduzidos pelos parâmetros variantes, *vd*. Figs. 3.51 a 3.54 e Fig. 3.55.





Figura 3.51: Barras da Carga, F nas variáveis (A) e (B). Figura 3.52: Barras da Carga, F nas variáveis (A) e (C).

Figura 3.53: Barras da Rigidez, K nas variáveis (A) e (B). Figura 3.54: Barras da Rigidez, K nas variáveis (A) e (C).

Os resultados podem ser compilados num conjunto de 9 combinações, conforme disposto na grelha da Tabela 3.15 e na Figura 3.55 (9 diagramas: A.1 - A.2 - A.3, B.1 - B.2 - B.3, C.1 - C.2 - C.3).



Tabela 3.15: Grelha de combinações (9) dos provetes para análise comparativa do comportamento à perfuração.



*Figura 3.55*: Curvas F - d dos resultados para as três classes de variáveis combinatórias: (A), (B) e (C). (NOTA: resultados A.1 e B.1 a traço interrompido considerados sem efeito).

Enquanto os gráficos das Figuras 3.51 e 3.52 sintetizam os resultados em termos de carga,  $F(F_{rot,1^o} \in F_{rot,u})$ , os diagramas das Figuras 3.53 e 3.54 resumem as combinações para a rigidez linear, K – ambos os níveis de resistência e de rigidez combinados nas variáveis: (A) e (B), à esquerda e (A) e (C), à direita. As combinações seleccionadas e reproduzidas quantitativa e qualitativamente nos diagramas<sup>1</sup> anteriores, permitem analisar a totalidade dos resultados passíveis de serem parametrizados. Nesse sentido, de seguida são analisadas cada uma das combinações, segundo os parâmetros nelas envolvidos.

> (A.1-3) Efeito da geometria – a consideração de 3 configurações de provetes teve por finalidade seleccionar a forma geométrica que, sem desvirtuar a escala ou mesmo o esquema de ensaio, permitisse uma boa representatividade do fenómeno "real" sobre os painéis prefabricados. Este objectivo foi consonante com o intuito da menor utilização do material do painel, tendo em vista a replicação de provetes que servissem a ensaios de repetição e ao impacto. Este efeito é analisado varrendo os 3 casos de protecção dos provetes: (A.1) simples de referência – SP, (A.2) módulos preenchidos no núcleo – PU e (A.3) laminados revestidos por camada de desgaste – LY.

Relativamente aos resultados da combinação (A.1), foi já reconhecida a impossibilidade dos módulos unicelulares serem perfurados pela ponteira 10H, bem como pelas restantes. O comportamento foi claramente distinto dos demais, associando-se-lhe os menores níveis de resistência e rigidez. Excluindo o módulo singular, repare-se na Figura 3.55 (A.1) uma diferença relativa entre as respostas dos módulos tricelulares e dos laminados, sobretudo em regime não linear. Com as placas laminadas foram obtidos níveis ligeiramente superiores de resistência última à perfuração. Apesar da maior dispersão da série modular, também se verifica que o maior grau de repetibilidade foi relativo à série dos laminados (LM), parecendo ser, nesse sentido, aceitável a variação média verificada entre aqueles dois comportamentos (e não por simples desvio). A configuração de provete em laminado do banzo "fixo" mostrou uma boa indicação do comportamento do provete modular (de maior realismo), permitindo porventura a sua recorrente utilização em ensaios futuros, nomeadamente ao impacto.

Dos resultados da combinação (A.2) pode verificar-se comportamentos muito semelhantes entre as duas séries analisadas – módulos uni e tricelulares preenchidos no seu núcleo. Sublinha-se que sob esta aproximação de comportamentos médios, sobretudo até se atingir a carga máxima, está inerente uma variabilidade de resultados bastante significativa associada a cada uma das séries (*vd.* Figs. 3.35 e 3.36). No entanto, após alcançada a força máxima, a relação F - d no módulo 3C decresceu mais rapidamente que a do módulo 1C (tendo à mesma em conta as dispersões individuais). Tal facto pode ter correspondência com os níveis de regime não linear verificados sobre ambos os comportamentos em perfuração (final). As diferenças nas deformações irreversíveis, até à rotura última, podem ter sido devidas aos espessamentos diferenciados dos banzos daqueles módulos (4,30 mm no 1C e 3C, 3,97 mm no 3C).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Nota: as tonalidades dos gráficos são coerentes com as adoptadas nos gráficos dos resultados do *§3.2.4.2.* 

Além disso, aquelas diferenças podem ter sido, também, originadas por eventuais variações nas características específicas de cada uma das massas de espuma inseridas nos respectivos módulos. Num contexto final, a utilização de módulos híbridos singulares demonstrou ser uma alternativa para representar o comportamento dos módulos de maior exigência material (módulos compostos).

Os resultados combinados (A.3) para os provetes revestidos nos banzos (3C e LM) indicam comportamentos similares na fase elástica inicial, mas significativamente distintos em regime não linear, embora ambos atingindo cargas máximas muito próximas entre si (3,7 e 3,8 kN). Os laminados LM apresentaram uma primeira rotura para níveis mais reduzidos da força que os modulares 3C. Dada a repetibilidade de cada série (*vd*. Figs. 3.37 e 3.38), pode afirmar-se que aquela diferença (média) assinalável não será apenas devida à forte variabilidade dos resultados dos módulos 3C, uma vez que os laminados LM forneceram uma vez mais os resultados mais consistentes. Importa notar que este grupo de provetes revestidos – LY é caracterizado por um comportamento contrário ao grupo homólogo de referência, não protegidos – SP (A.1). A diferença substancial reside na resposta do módulo revestido 3C.LY em regime não linear, cuja curva F - d apresenta uma evolução de forma côncava, em comparação com a das outras fases em regime irreversível. Embora não seja possível apontar uma explicação plausível para o sucedido, o efeito do revestimento parece traduzir-se de modo diferenciado em perfuração contínua do laminado, consoante a sua maior ou menor extensão aderente à superfície do banzo, *vd*. Figs. 3.56 e 3.57.





*Figura 3.56:* (a) Contacto inicial do perfurador 10H e *Figura 3.57:* Vista (a) superior e (b) inferior do lamina(b) perfuração total no provete P.3C.LY.10H.#2. do P.LM.LY.10H.#1 totalmente perfurado.

> (B.1-3) Efeito da protecção – a consideração de protecções nos laminados, quer por via inferior por preenchimento do núcleo (PU), quer por via superior por revestimento superficial (LY), teve por objectivo avaliar os seus efeitos na perfuração dos banzos protegidos comparativamente aos resultantes de base dos provetes de referência (SP). Este efeito pode ser analisado para as 3 configurações de provetes: (B.1) módulos unicelulares – 1C, (B.2) módulos tricelulares – 3C e (B.3) laminados – LM.

No caso da combinação (B.1), apenas é comparável o efeito da espuma no núcleo (PU). Ainda assim, nos módulos unicelulares esse efeito não é passível de análise, visto a resposta do provete de referência – 1C.SP ter sido limitada à flexão. Analisando as curvas médias da Figura 3.55 (B.1), é notório o compor-

tamento diferenciado entre aqueles módulos celulares. O vazio apresenta uma não linearidade prematura na evolução F - d face à resposta do módulo preenchido 1C.PU, bem como uma resistência máxima significativamente mais reduzida. O regime inicial mais deformável dos módulos 1C.SP é justificado pela ausência de espuma no núcleo que, de certa maneira, apoiava o banzo superior e prevenia a rotação das ligações banzo-alma. Aliás, esta situação também é facilmente explicada pela combinação de resultados (A.2), os quais apresentam uma similaridade entre respostas muito mais elevada do que a dos seus homólogos não preenchidos (A.1). Além disso, a maior deformabilidade dos módulos vazios de referência aponta, igualmente, para uma rigidez das uniões banzo-alma menor que a rigidez axial em compressão do material sob esmagamento, suficiente para ter evitado a progressão da indentação e perfuração.

A combinação (B.2) traduz o efeito das duas tipologias de protecções (PU e LY) nos módulos conjunto (3C) em relação ao equivalente de referência (SP). Aquelas três variantes modulares apresentaram comportamentos mecânicos relativamente semelhantes ente si, claramente características do fenómeno, como se pode observar na Figura 3.58 pela evolução dos danos ocorridos. Da análise do respectivo gráfico da Figura 3.55 (B.2), pode constatar-se um aumento da capacidade resistente relativa ao 1º dano (1,75 a 2,5 kN) e da rigidez inicial nos provetes híbrido (PU) e revestido (LAY) face às do módulo referência (SP). Além disso, faz-se notar que ambos os módulos variantes apresentaram um comportamento estático inicial bastante similar, ainda que no último se tenha verificado um acréscimo significativo da carga máxima (12%), após ocorrência do 1º dano, *i.e.*, iniciação do regime não linear. Embora bastante concordantes ao nível das suas respostas individuais (*vd*. Figs. 3.33, 3.36 e 3.37), as três séries demonstram alguma dispersão dos resultados, não invalidando com isso as inferências acima descritas.



Figura 3.58: Sequência da perfuração dos provetes (B.2): (i) P.3C.SP.10H, (ii) P.3C.PU.10H (iii) P.3C.LY.10H.

Sob proveito da boa representatividade dos fenómenos (indentação e perfuração) em várias vertentes, pode generalizar-se a sua caracterização da forma que a seguir se descreve. O regime inicial elástico corresponde à deformação global ("primária") do laminado por rotação das ligações banzo-alma (Fig. 3.58 (a)), cuja rigidez linear diz respeito a esses nós. A ocorrência dos primeiros danos por indentação, com perda iminente da linearidade das curvas F - d, parece ser devida à delaminação superior com rotura das primeiras fibras das mantas tecidas superficiais – início da penetração (Fig. 3.58 (b)), por norma precedido de alguns sons audíveis por esmagamento e fendilhação da matriz polimérica. Progressivamente, vão-se sucedendo as roturas nas fibras longitudinais (Fig. 3.58 (c)), na zona central dos laminados, conduzindo a um regime não linear com aumentos significativos da deformação por indentação face aos aumentos de carga, por vezes com quebras pontuais na carga aplicada. À medida que a perfuração evolui em profundidade na espessura dos banzos, as delaminações inferiores acentuam o regime não linear até um estado último de perfuração total – rotura por tracção das fibras inferiores (Fig. 3.58 (d)). Nesta última fase, a carga decresce de forma mais ou menos repentina até o laminado perder por quase completo a sua capacidade resistente, recuperando, porém, a deformação global por flexão.

A sequência representada na Figura 3.58 ajuda a corroborar, em certa medida, o efeito que a espuma no núcleo e o revestimento polimérico sobre o banzo representam na resposta à indentação dos laminados modificados em relação aos simples. Logo desde a fase inicial, sob flexão global, é perceptível uma maior deformação de placa no módulo de referência, na zona envolvente ao perfurador, do que nas placas "protegidas" dos módulos alterados. Deste modo, tanto a espuma como o revestimento, sob e sobre o banzo, respectivamente, garantem-lhe maior rigidez e capacidade resistente aos primeiros danos, quer na matriz quer nas mantas de extremidade. Além disso, quando em perfuração progressiva, a camada de desgaste foi a responsável por menores deformações não lineares irreversíveis para maiores aumentos de carga.

À semelhança da primeira, na combinação (B.3) apenas é comparável o efeito da camada de revestimento (LY) sobre laminados simples do banzo (LM). Da análise do gráfico da Figura 3.55 (B.4) pode constatar-se que os níveis de rigidez e as capacidades resistentes dos laminados singulares atingiram valores bastante similares entre aquelas duas séries. Aliás, os resultados obtidos da perfuração de placas de banzos, com apoios simulados nos seus bordos, foram os que revelaram uma maior consistência do comportamento à perfuração nas várias fases, com reduzida dispersão das curvas F - d, quer entre elas quer quanto à repetibilidade das séries ensaiadas (vd. Figs. 3.34 e 3.38). No que respeita à resistência última à perfuração, importa destacar a razoável coerência com os resultados homólogos obtidos dos módulos tricelulares. Porém, torna-se evidente uma clara discrepância em termos de deformabilidade e dos primeiros danos registados quando comparando, respectivamente, as duas séries distintas na sua geometria – como por exemplo, o efeito mais pronunciado do revestimento sobre placas integradas em módulos do que em banzos encastrados de modo simulado. Esta situação indicia, pelo menos, modos de dano parcialmente diferentes entre aquelas geometrias de laminados diferenciados, o que pode implicar um maior rigor do aperto a conferir aos bordos das placas singulares, de forma a simular o comportamento dos módulos tricelulares, mesmo parecendo haver semelhança entre eles.

> (C.1-3) Efeito do perfurador – a selecção de diferentes perfuradores pretendeu avaliar a variabilidade das respostas à perfuração, procurando-se quantificar os seus efeitos numa mesma configuração de provete tendo em conta a redução da espessura da ponteira (6 mm, 6H) e a forma da sua extremidade (plana, 10F), comparativamente à de referência (10 mm, hemisférica, 10H). Este factor foi abordado para as três configurações de provetes: (C.1) módulos unicelulares – 1C.PU, (C.2) módulos tricelulares – 3C.SP e (C.3) laminados – LM.SP; os dois últimos nas suas variantes de referência. Porém, perante efeitos resultantes sensivelmente similares, são reunidas conjuntamente as análises das três combinações. Dos respectivos gráficos da Figura 3.55 pode resumir-se que o efeito da variação geométrica das ponteiras, segundo a ordem 6H, 10H e 10F, na perfuração de uma dada tipologia de provete se manteve coerente e consistente com as demais configurações (*e.g.*, *vd*. Figs. 3.59 e 3.60 no caso dos laminados LM).



*Figura 3.59*: Vistas superiores (à esquerda) e inferiores (à direita), a olho nu, dos laminados LM totalmente perfurados com as ponteiras 6H, 10H e 10F: (a), (b) e (c) placas de referência – SP e (d) placas revestidas – LY.

De um modo geral, a carga associada aos primeiros danos sofridos pelos banzos, bem como a força máxima, foi sempre superior com o aumento da secção do perfurador e transição para ponteira plana. Em detalhe, pode confirmar-se que os módulos tricelulares apresentaram resultados com uma menor dispersão que os equivalentes obtidos dos módulos unicelulares, sobretudo para ambos os perfuradores de 10 mm. Será razoável que os banzos perfurados dos módulos celulares maiores (3C) tenham melhor representado o fenómeno localizado, considerando a sua aproximação a uma perfuração "real" do painel, com uma maior consistência e menor variabilidade dos resultados que os dos módulos híbridos singulares (1C).



Figura 3.60: Imagens ampliadas por lupa binocular das zonas superiores perfuradas dos laminados LM.

A perfuração dos laminados LM sob diferentes ponteiras foi também caracterizada por um comportamento bastante concordante, com elevada repetibilidade dos resultados, em cada uma das séries ensaiada. A análise da Figura 3.55 (C.3) permite concluir que, além da ponteira menor (6H) ser mais condicionante ao dano por indentação e perfuração, as ponteiras de 10 mm conduziram a respostas muito mais próximas entre si. Perante a boa representatividade deste último ensaio (laminados LM), será ainda de interesse analisar, ao detalhe, as áreas alvo das perfurações completas dos banzos, as quais se podem observar sob diferentes escalas, mas em correspondência, nas Figuras 3.59 (a olho nu) e 3.60 (à lupa), para as respectivas séries ensaiadas. Não obstante, pode afirmar-se que as áreas de dano ilustradas são, de um modo geral, representativas das verificadas nas restantes séries de provetes (1C e 3C, sob vários perfuradores). Da observação cuidada das Figuras 3.59 e 3.60 pode verificar-se que as faces superiores dos laminados aparentam apresentar apenas algum dano numa zona circular bastante periférica à perfurada, para uma extensão de área indentada sensivelmente igual à da superfície de contacto do penetrador em causa. Na face inferior pode relacionar-se a quantidade e a disposição da matéria fibrosa saída para fora do plano do laminado em função da extremidade da ponteira. Aliás, esta situação é consistente com o dano instalado nas respectivas faces superiores. Enquanto os perfuradores hemisféricos provocaram o corte das fibras segundo uma dada inclinação ( $\pm$  45°), a ponteira plana perfurou os laminados de forma igualmente circular mas segundo uma orientação praticamente perpendicular, *i.e.*, próximo de um corte transversal puro a 90°. No primeiro caso – *hemisférico*, a perfuração última dos laminados foi atingida com a matéria delaminada e rompida saída numa configuração mais ou menos circular para fora do plano inferior do laminado, sendo mais pronunciada para o diâmetro superior de perfuração. No segundo caso – *plano*, o modo mais gravoso da perfuração provocou ainda a formação de fendilhação longitudinal na face inferior das placas, com fendas extensíveis ao longo da direcção da pultrusão (perpendicular ao vão).

Vale a pena reiterar que foi nesta última configuração laminada que se registou a resistência material mais reduzida à perfuração sob ponteira hemisférica de 6 mm: 1° dano (1.610 N) e rotura última (2.500 N). Neste contexto, faz-se notar que o primeiro valor corresponde sensivelmente ao dobro do peso médio de uma pessoa (70–75 kgf), podendo ser-lhe associado o intervalo de forças dinâmicas amplificadas, habitualmente instaladas nos modos de passada em corrida rápida e *sprint* de uma pessoa [**3.50,3.51**]. Porém, realça-se que esta situação mais condicionante é traduzida por um "acto" de perfuração bastante difícil de ocorrer na prática, *e.g.*, num só passo em corrida (calcanhar) imprimir-se uma força dinâmica de 160 kgf através de uma superfície de contacto bastante reduzida (inferior a  $\emptyset$ 6 mm).

# 3.3 COMPORTAMENTO EM FLEXÃO NA DIRECÇÃO DA PULTRUSÃO

O comportamento em flexão de um painel de laje pultrudido em GFRP reveste-se de certa complexidade face a determinados elementos convencionais, devido à ortotropia do material e aos componentes da sua secção formada por paredes laminadas finas. As elevadas relações mecânicas de resistência / rigidez e módulos de elasticidade / distorção condicionam o dimensionamento dos painéis pultrudidos, em geral aos ELS – deformabilidade. A última relação nos materiais pultrudidos chega a atingir uma ordem de grandeza bastante superior à verificada nos materiais isotrópicos (10 a 30 em GFRP, em comparação com 2,6 no aço). Além disso, a dificuldade em garantir um rigoroso processo produtivo, na construção de geometrias laminadas específicas, contribui também para um certo grau de exigência inerente à sua análise e dimensionamento aos ELS e ELU [3.52]. Embora o dimensionamento das secções seja quase sempre controlado pela deformação, os mecanismos de rotura não deixam de tomar a devida importância, quer pela forma como estes podem ocorrer prematuramente, quer por influenciar o período de vida útil devido às concentrações de tensões (associadas a juntas de ligação ou agentes de degradação ambiental) [3.53].

No primeiro §3.3.1 é efectuada uma abordagem aos procedimentos de análise de painéis de laje com secção multicelular, enquanto elemento bidimensional, por via de modelos mecânicos de diferente aproximação teórica. No §3.3.2 é descrito um conjunto de ensaios estáticos à flexão no painel multicelular em estudo. São analisados os resultados experimentais, quer em termos das propriedades de rigidez, quer de resistência, dando-se um maior destaque à avaliação das constantes elásticas. A campanha experimental à escala do painel termina no §3.3.3, onde se apresenta uma série de resultados relativos à identificação das propriedades dinâmicas do painel (frequência e amortecimento). No seguinte §3.3.4, o trabalho experimental anterior é complementado por formulações analíticas e modelações numéricas do painel, com vista a uma melhor compreensão e simulação do comportamento observado experimentalmente, em condições de serviço e na rotura. As várias investigações são resumidas e discutidas em conjunto no último §3.3.5.

### 3.3.1 PROCEDIMENTOS DE ANÁLISE DE PAINÉIS DE LAJE MULTICELULARES EM FLEXÃO

Em geral, o comportamento mecânico de painéis em GFRP com secção multicelular é frequentemente associado às teorias estabelecidas para vigas laminadas de FRP. Têm sido desenvolvidas várias formulações analíticas nos últimos 30 anos para aplicação específica em elementos à flexão de parede laminada fina de FRP, principalmente para análise de laminados aplicados nos domínios da indústria aeroespacial. Os modelos mais antigos remetem para a adaptação da teoria de **Vlasov** em vigas de parede laminada fina, com secção transversal aberta, usando a teoria CLT para o cálculo das propriedades das suas paredes, **Bauld e Tzeng [3.54]**. O modelo mecânico das vigas compósitas laminadas (MLB), desenvolvido por **Barbero** *et al.* **[3.55]**, acoplado às hipóteses das relações constitutivas da CLT e aos princípios das leis de **Timoshenko**, tem tido uma boa aceitação na comunidade científica, tanto pela sua versatilidade como pelas formas simplificativas que podem advir da sua aplicação. Métodos mais recentes, como o da equivalência elástica (MEE), têm servido para determinar propriedades de rigidez de placa equivalentes aos sistemas pré-fabricados de painel **[3.56-3.62]**, aplicados posteriormente em diversas teorias de placas finas compósitas laminadas na análise de tabuleiros **[3.15]**.

De acordo com os modelos teóricos disponíveis, numa análise micromecânica, o material compósito é caracterizado à escala microscópica, entrando em linha de conta com as propriedades mecânicas dos materiais constituintes e a respectiva interface, assim como as suas fracções relativas (em volume e massa) **[3.63]**. Numa análise macromecânica, ao nível do dimensionamento do elemento, o projectista deve decidir o(s) modelo(s) analítico(s) que mais se adeque(m) na simulação do comportamento estrutural do painel. Modelos mais sofisticados, como os conseguidos através do método dos elementos finitos (MEF), não obstante a complexidade da sua implementação associada ao grau de precisão requerido, têm sido preteridos em relação aos modelos isotrópicos baseados nas teorias clássicas de vigas (elasticidade de **Euler-Bernoulli e Timoshenko**), como métodos extensivamente apontados na bibliografia **[3.56-3.67]**. Diversas metodologias, envolvendo modelos teóricos de caracterização mecânica dos laminados e dos elementos (ou por via experimental), têm sido alvo de investigação para a previsão do comportamento de elementos submetidos a diferentes tipos de carregamentos, nomeadamente à flexão. É condição necessária a implantação de procedimentos válidos que tornem viável a aplicação dos painéis pultrudidos de GFRP em larga escala, com as mais variadas formas das suas secções (em geral, modeladas por configurações laminadas finas nas paredes). O esquema da Figura 3.61 resume, de um modo genérico, os procedimentos usuais que estão na base da análise e do dimensionamento, quer de elementos unidireccionais, quer bidimensionais de FRP. Estes estão subjacentes a métodos mistos entre os modelos micro e macromecânicos aproximados para a caracterização do laminado e os modelos de vigas ou de placa para os elementos de perfil ou de laje, associando-se ainda aos modelos de previsão da rotura a curto prazo.



*Figura 3.61*: Procedimentos usuais para análise e dimensionamento de elementos laminados de FRP, através da previsão do comportamento mecânico e estrutural a curto prazo (NOTA: A. – Análise). <sup>Adaptado [3.56-3.67]</sup>

As metodologias podem ser desenvolvidas em diversas variantes consoante os modelos teóricos envolvidos e em conformidade com o grau de exigência da análise a efectuar ou caso esta também inclua resultados experimentais. A utilização de metodologias para modelação do comportamento dos elementos implica a aplicação, de um modo mais ou menos simplificado, de alguns dos procedimentos descritos na Figura 3.61. Estes têm sido integrados computacionalmente em metodologias iterativas multicritério, capazes de convergir na optimização quer do material, quer ao nível da secção transversal do elemento submetido à flexão, em função de vários parâmetros (*e.g.*, arquitectura e geometria do reforço). De um modo geral, as metodologias empregues nos últimos anos têm conduzido a resultados que apresentam boa concordância com os obtidos experimentalmente [**3.56,3.60,3.61,3.67**].

# 3.3.1.1 Caracterização mecânica – secção transversal

Ao nível da secção dos painéis multicelulares pultrudidos, as propriedades em flexão podem ser obtidas por adaptação dos modelos de análise mecânica inicialmente desenvolvidos para laminados simples de FRP por Barbero et al. [3.55]. Com base nesses conceitos, subjacentes à teoria CLT, Salim et al. [3.57,3.58] propuseram métodos aproximados para estimar as propriedades equivalentes dos painéis segundo um comportamento ortotrópico de placa. Nesse contexto, as secções dos painéis podem ser dimensionadas mediante uma derivação do correspondente comportamento sobre as formas mais correntes conhecidas das secções, estruturalmente mais eficientes e fáceis de produzir por pultrusão. Embora uma forma de optimização das secções transversais dos painéis se deva a McGhee et al. [3.68], esta resumiu-se a procedimentos por tentativa e erro. Posteriormente, os métodos desenvolvidos por Davalos et al. [3.56] para optimização de secções pultrudidas típicas têm assegurado muitas das abordagens analíticas seguidas por outros investigadores, quer na caracterização mecânica de secções de painéis de laje, quer na análise e dimensionamento de tabuleiros pultrudidos em GFRP, Qiao et al. [3.60]. A par dos desenvolvimentos analíticos, nos últimos anos, vários grupos de investigação caracterizaram experimentalmente diversas tipologias de painéis pultrudidos pré-fabricados, quer à escala singular da sua secção multicelular, quer ao nível dos componentes constituintes no caso dos painéis de laje formados por ligações adesivas e/ou mecânicas entre elementos de barra pultrudidos [3.69,3.74].

#### **3.3.1.2** Comportamento estrutural – painel multicelular

O comportamento estrutural dos painéis multicelulares de GFRP pode ser assumido de carácter unidireccional (direcção principal da pultrusão), ao contrário da função bidireccional, geralmente relacionada com o comportamento dos painéis do tipo sanduíche. O facto dos painéis modulares derivarem de formas pultrudidas "conhecidas", associadas a uma espessura constante, limita-os relativamente aos vãos alcançados, *ca*. 3 m. Esta ordem do vão é bastante inferior à dos painéis sanduíche, conseguindo-se actualmente atingir vãos na ordem dos 10 m, devido à possibilidade da espessura dos mesmos variar em função do núcleo [**3.75**]. Porém, importa reter que os painéis sanduíche não se incluem no âmbito da pré-fabricação integral por pultrusão, sendo por norma formados com dois ou mais materiais e produzidos por processos distintos (*e.g.*, moldagens por contacto – laminação e por injecção e infusão a vácuo). À semelhança dos perfis estruturais de GFRP, o dimensionamento dos painéis multicelulares pultrudidos que usam unicamente fibras de vidro é normalmente condicionado pela deformabilidade nos ELS, limitando desse modo o vão transversal. Em geral, sendo o critério para as cargas permanentes mais condicionante, segundo **Keller [3.75]**, uma relação para a flecha de *L*/300, incluindo o efeito da deformabilidade por corte, parece ser aceitável do ponto de vista do comportamento em serviço. Devido a um dimensionamento influenciado pela rigidez, os níveis de tensão instalados nos painéis em condições de serviço são normalmente reduzidos, de tal forma que na rotura se associem factores de segurança bastante elevados (*ca.* 4–5), tal como foi verificado por **Keller** e **Schollmayer [3.70]** com base numa série de resultados de ensaios em painéis modulares pultrudidos.

Na generalidade, os modos de rotura devem-se aos fenómenos de instabilidade local seguidos de roturas interlaminares, os quais se desenvolvem antes de se atingir a resistência última do material, cujos factores de segurança são, por norma, bastante elevados **[3.76]**. As roturas podem ser também devidas a esmagamentos localizados do material (por compressão ou corte), nas zonas comprimidas dos painéis ou nas paredes das almas, sob pontos de carregamento transversal ao plano do painel. Nalguns trabalhos experimentais realizados à escala do painel multicelular, foi demonstrado que não existe uma relação directa entre a capacidade de carga dos painéis e a resistência última das ligações adesivas, tendo-se observado apenas desagregações pontuais da camada resinosa em determinados ciclos de carga, antes da rotura máxima do painel. Até ao seu colapso, por rotura das unidades pultrudidas do painel, não foram visíveis quaisquer danos permanentes ao nível da ligação adesiva **[3.77]**. A utilização de fibras tecidas e/ou entrelaçadas e a aplicação de reforços de outras formas, transversais ao plano dos painéis, constituem formas de minimizar, sobretudo, a delaminação frequente nos estados de rotura última **[3.78]**.

Dada a maior importância no âmbito da presente tese, descrevem-se, de seguida e sucintamente, métodos de análise estrutural simplificada para o dimensionamento e a verificação do comportamento à deformabilidade de painéis multicelulares pultrudidos: (i) modelo de viga e (ii) modelo de placa.

#### a) Modelo de viga - Teoria de Timoshenko

Independentemente do modelo de viga a utilizar na modelação de elementos estruturais, será necessário conhecer as propriedades mecânicas mais relevantes de acordo com a teoria adoptada, por sua vez dependente de diversos factores, como o grau de anisotropia do material. Uma vez que a relação *E/G* dos materiais GFRP é superior à verificada nos materiais convencionais isotrópicos, a componente da deformação devido ao efeito do corte dos elementos de GFRP é substancialmente elevada e será tanto mais significativa quanto maior for o grau de anisotropia [**3.63**]. Nestas circunstâncias, para contabilizar a deformabilidade por corte de elementos sujeitos a flexão, a teoria devida a **Bresse** e **Timoshenko** [**3.79**], habitualmente apelidada de teoria de vigas de **Timoshenko**, pode ser utilizada como alternativa à teoria de **Euler**, a qual conside-

ra somente a deformação devida à flexão. A aplicação directa da teoria de **Timoshenko** revê-se na solução de um sistema de duas equações para o cálculo da flecha,  $\delta$ , de uma viga com um vão *L*, submetida à flexão por carregamento transversal, *F*. A deformação total é dada pela soma de duas parcelas: i) associada à flexão elástica de **Euler**,  $\delta_{flexão}$ , e ii) devida à deformação por esforço transverso,  $\delta_{corte}$ ; através da expressão:

Teoria de vigas de TIMOSHENKO ...... 
$$\delta = \underbrace{k_1 \cdot \frac{F \cdot L^3}{\dot{D}}}_{\delta_{flexão}} + \underbrace{k_2 \cdot \frac{F \cdot L}{\dot{F}}}_{\delta_{corre}}$$
(3.10)

em que,

- $k_1, k_2$  factores que dependem do tipo de carregamento e das condições de apoio (*e.g.* [3.80]);
- $\dot{D}, \dot{F}$  componentes de rigidez da secção transversal:

Rigidez de flexão	Rigidez de corte	
$\dot{D} = E \cdot I$	$\dot{F} = K_s \cdot G \cdot A$	(3.11)

A teoria de **Timoshenko** requer duas constantes elásticas que, para materiais isotrópicos, se traduzem nos módulos de elasticidade à flexão (*E*) e de distorção (*G*), associados, respectivamente, à rigidez de flexão ( $\dot{D}$ ) para um momento de inércia *I* e à rigidez de corte ( $\dot{F}$ ) para um área de secção transversal *A*. O coeficiente ou factor de corte de **Timoshenko**,  $K_s$ , incluído na rigidez do mesmo efeito, traduz uma constante que tem em conta a distribuição não uniforme das tensões tangenciais na secção. Este coeficiente depende da geometria da secção e das propriedades do material na situação de aplicação estática das cargas e da frequência própria de vibração em função do carácter dinâmico do carregamento [**3.64**].

Quando se recorre à teoria de **Timoshenko** para modelação do comportamento unidireccional de painéis modulares, a análise recairá necessariamente numa abordagem macroscópica ao nível do elemento – *análise macromecânica* [3.64]. Nessa medida, as propriedades mecânicas do painel, associadas às características ortotrópicas do material de que é constituído, podem ser adaptadas simplificadamente ao estado de isotropia presente na teoria, *i.e.*, desprezando a influência das propriedades nas direcções secundárias [3.80]. Consoante o painel em análise, função da geometria da sua secção de parede fina e da variabilidade das lâminas que compõem as paredes laminadas (*i.e.*, constituintes e disposição das fibras), as constantes elásticas "equivalentes" estimadas para a secção não podem ser consideradas propriedades intrínsecas do material [3.81]. Como consequência, a rigidez do painel não pode ser afectada pela simples mudança de inércia da sua secção. Por isso, refere-se que na Eq. (3.10), os parâmetros de rigidez a ter em consideração incluem duas constantes elásticas "efectivas", Eqs. (3.11) – módulo de elasticidade à flexão "efectivo" ( $E_{ef}$ ) e módulo de distorção "efectivo" ( $G_{ef}$ ), que dizem respeito ao elemento de laje, não sendo directamente comparáveis com as propriedades de rigidez conhecidas do material. Os parâmetros de rigidez da secção, principalmente devido ao esforço transverso, dependem das propriedades do material e da configuração geométrica do painel. Por conseguinte, os ensaios em provetes extraídos do painel não são suficientes para apurar com precisão a rigidez global do painel, de forma a aplicar a teoria de vigas de **Timoshenko [3.82]**. Nesse caso, a realização de ensaios à escala real revelase fundamental na determinação das componentes de rigidez do painel –  $\dot{D} = D_{ef} e \dot{F} = F_{ef}$ . Para tal, procurou-se aplicar os métodos experimentais apresentados por **Bank [3.64]** e **Mottram [3.83]**, específicos para perfis de GFRP, ao nível do painel multicelular em estudo como forma de verificar a adequabilidade da teoria de vigas – Eq. (3.30). Aquelas metodologias constam da norma **EN 13706:2002 [3.21]** e permitem a determinação gráfica dos módulos efectivos  $E_{ef}$  e  $G_{ef}$  de um modo simultâneo. No Anexo B.6 encontra-se ilustrada a aplicação destas metodologias, formuladas para o painel ensaiado em flexão a 3P.

Se por um lado, as metodologias experimentais anteriores podem revelar-se bastante sensíveis ao erro de medição das flechas, por outro, as limitações subjacentes às teorias de vigas são responsáveis por introduzir erros adicionais. Os efeitos não clássicos derivados de complexas condições de apoio e de fenómenos distorcionais, como o empenamento, o shear lag e a compressibilidade transversal, são ignorados na teoria de Timoshenko e, como tal, afectam as deformações, ainda que ligeiramente nos vãos mais curtos [3.84,3.85]. A redução pontual da deformação por corte, causada por um dado efeito (não clássico), pode ser vista localmente como um aumento da rigidez de corte "aparente" de **Timoshenko**, conduzindo a um aumento da rigidez de corte "efectiva" num perfil analisado globalmente. O diferencial das extensões longitudinais foi analisado por Lopez-Anido e GangaRao [3.86] como se tratasse de um decréscimo da rigidez de flexão "aparente". Os autores desenvolveram uma teoria para perfis de parede fina, incluindo o efeito do empenamento fora do plano da secção, em que obtiveram um módulo de elasticidade longitudinal "efectivo" variável ao longo do vão. Foi mostrado que este diminui na vizinhança dos pontos de carga e que o efeito do fenómeno de empenamento tende a extinguir-se nas regiões mais afastadas. De acordo com os autores, esta observação explica em parte a dificuldade em se obter a rigidez de corte recorrendo à teoria de **Timoshenko**, como foi verificado em alguns trabalhos experimentais realizados por outros autores [3.9,3.84-3.87]. Estes resultados reforçam o conceito de uma rigidez de flexão e de corte "efectivas" de Timoshenko, que depende de diversos factores associados ao carregamento e ao próprio elemento. Além disso, salienta-se que o índice em subscript "ef" reforça a distinção entre as propriedades "aparentes" ("ap"), associada apenas à deformabilidade por flexão de Euler.

A rigidez de corte de **Timoshenko** tem sido, de facto, a componente mais complexa de avaliar experimentalmente. A complexidade no cálculo daquela parcela deve-se à dificuldade em fixar o valor do módulo G, também relacionada com o conhecimento rigoroso do factor de corte  $K_s$  e inerente distribuição de tensões tangenciais nas secções dos elementos, sobretudo menos correntes [**3.87**]. Este "problema" da rigidez de corte será também abordado analiticamente, na sequência da investigação experimental realizada ao nível do painel em estudo, em termos do factor de corte assumido para a sua secção multicelular.

#### b) Modelo de placa ortotrópica equivalente

Do contexto já referido, o estabelecimento de um limite de deformação constitui, na maior parte dos casos, o principal critério de dimensionamento no projecto de tabuleiros de pontes formados por painéis de laje pré-fabricados em GFRP com secção multicelular **[3.61,3.67]**. Para tal, torna-se essencial o cálculo do deslocamento máximo de um sistema de painel modular / multicelular submetido a um dado carregamento e sob determinadas condições de apoio. Ao contrário da aproximação anterior relativa à deformabilidade de viga (unidimensional), têm sido propostos diversos modelos analíticos baseados em teorias de placa (bidimensional), de forma a permitir a determinação das parcelas de rigidez de um painel multicelular compósito, tendo em conta as duas direcções de flexão no plano da placa. Estes tomam em consideração a forma da secção transversal do painel e a natureza anisotrópica das suas paredes laminadas finas **[3.57-3.62]**.

A teoria de **Huber** tem representado a base pioneira dos modelos analíticos que têm vindo a ser propostos para análise de sistemas de painéis de laje em tabuleiros de pontes **[3.61]**. A hipótese subjacente à teoria rege-se por estabelecer no painel modular estimativas para os deslocamentos (deformações) e esforços (tensões) num elemento de laje "rígido" à flexão, sendo substituídas pelas correspondentes de uma placa / laje ortotrópica equivalente de espessura constante. Esta substituição para laje ortotrópica com as mesmas características de rigidez de uma placa rígida é designada na literatura de referência por Método da Equivalência Elástica (MEE) **[3.56-3.62]**. Na aplicação deste método, a ortotropia estrutural do painel multicelular é representada pela ortotropia "natural" do seu material constituinte. O desenvolvimento do método MEE envolve dois aspectos importantes que podem ser discriminados pela **[3.61]**:

- Representação do painel original por uma placa ortotrópica equivalente, com as mesmas dimensões do original (comprimento, largura e espessura);
- Determinação das propriedades equivalentes da placa ortotrópica com base nas propriedades mecânicas dos elementos pultrudidos que compõem o painel "real".

Na Figura 3.62 encontra-se sintetizada a aplicação do método MEE no painel de laje pré-fabricado desenvolvido por um grupo de investigação da *West Virginia University* **[3.61,3.69,3.88,3.89]**. Recordese que este painel celular foi referido no **Capítulo 2**, *cf*. Fig. 2.11, sendo constituído por duas placas finas pultrudidos (superior e inferior), que compreendem um núcleo formado pela união sucessiva de perfis tubulares pultrudidos. As várias peças são ligadas por colagem, sendo as ligações adesivas transversais (entre tubos) reforçadas mecanicamente por varões de aço. Como se ilustra na Figura 3.62, enquanto a Etapa I corresponde à modelação do núcleo tubular numa placa elasticamente equivalente, na Etapa II todo o sistema de painel, incluindo o par de placas externas e a placa interna equivalente, é modelado como uma só placa equivalente ao painel de laje pré-fabricado (original).



*Figura 3.62*: Esquema das etapas da modelação de placa equivalente para um painel pultrudido pré-fabricado, incluindo pormenor da (a) secção transversal do perfil tubular que compõe o núcleo celular. <sup>Adaptado [3.61]</sup>

Com particular interesse no âmbito do painel de estudo da presente tese, por semelhança entre secções, na Tabela 3.16 resumem-se as expressões propostas por **Zhou [3.61]** para as propriedades de rigidez da placa interna equivalente à associação tubular – Etapa I. Nesta modelação foram assumidas as seguintes hipóteses: (i) todos os perfis tubulares estão completamente ligados entre si, (ii) os efeitos dos varões de reforço transversal são desprezados e (iii) a assemblagem tubular é modelada como uma placa ortotrópica<sup>1</sup> equivalente com o mesmo comprimento (*L*), largura (*B*) e espessura (*h*) do núcleo celular do painel. A configuração geométrica do perfil tubular individual pode ser igualmente consultada na Figura 3.62. Por simplicidade, foram assumidas designações similares às definidas para a secção multicelular em análise (ao nível dos respectivos componentes), bem como em termos de eixos coordenados.

A rigidez longitudinal (direcção X ou L) da associação tubular corresponde à rigidez individual de um perfil tubular ( $D_{11}$ ), assumindo uma interligação perfeita entre perfis com um comportamento em "paralelo" no conjunto. A rigidez transversal (direcção Y ou T) é representada por uma solução não trivial ( $D_{22}$ ), em que os perfis assumem um comportamento em "série" no conjunto tubular. Nesta segunda componente, **Zhou [3.61]** considerou a possibilidade da secção tubular distorcer, por efeito de corte, através de um factor  $G.A_s$  apresentado por **Cusens** e **Pama [3.90]** para secções celulares de painéis convencionais. Importa referir que a formulação para a rigidez transversal foi utilizada no **Capítulo 4**, a respeito da investigação experimental e numérica conduzidas, também, ao nível do painel multicelular submetido em flexão na direcção transversal (incluindo efeito das ligações).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Placa ortotrópica equivalente definida como lâmina única (simétrica e balanceada) por 4 constantes elásticas:  $E_{L}^{e}, E_{T}^{e}, G_{LT}^{e} e v_{LT}^{e}$ .

Componentes de rigidez de flexão (por metro, <i>B</i> )	Propriedades elásticas equivalentes (efectivas)
$D_{11} = E_L \cdot i_{yy}$	$E_L^e = \frac{12 \cdot D_{11} \cdot \left(1 - v_{LT}^e \cdot v_{TL}^e\right)}{h^3}$
$D_{22} = \frac{D'_{22} \cdot [G \cdot A_s] \cdot (B - t_w)^2}{[G \cdot A_s] \cdot (B - t_w)^2 + 18 \cdot D'_{22}}; D'_{22} = E_T \cdot i_{xx}$	$E_{T}^{e} = \frac{12 \cdot D_{22} \cdot \left(1 - v_{LT}^{e} \cdot v_{TL}^{e}\right)}{h^{3}}$
$D_{12} = \boldsymbol{v}_{LT} \cdot \boldsymbol{D}_{22}$	$V_{LT}^{e} \equiv V_{LT}$
$D_{66} = \frac{G_{LT} \cdot J_{LT}}{1}$	$G_{LT}^{e} = \frac{12 \cdot D_{66}}{13}$

Tabela 3.16: Propriedades de rigidez da placa tubular (perfis interligados entre si) – Etapa I (MEE) [3.61].

 $G_{LT} = \frac{1}{h^3}$   $E_L, E_T, G_{LT} \in v_{LT} - \text{constantes elásticas do perfil tubular. } E_L^e, E_T^e, G_{LT}^e \in v_{LT}^e - \text{constantes elásticas da placa equivalente.}$ Momento de inércia longitudinal e transversal do perfil tubular (/m de largura):  $i_{yy} = \frac{I_{yy}}{B}$ ;  $i_{xx} = \frac{(2 \cdot t_F) \cdot d^2}{4} + \frac{(2 \cdot t_F^3)}{12}$ Factor de corte:  $[G \cdot A_S] = \frac{2 \cdot E_T \cdot (2 \cdot t_W)^3 \cdot t_F^3 \cdot h}{b \cdot d \cdot [d \cdot t_F^3 + h \cdot (2 \cdot t_W)^3]}$  (assumindo banzo iguais:  $t_{FS} \equiv t_{FI} = t_F$ )

Uma vez estabelecidas as componentes de rigidez de flexão ( $D_{ij}$ ), é possível obter as propriedades equivalentes da associação tubular, aplicando os princípios da teoria de placas finas ortotrópicas, tal como exposto na abordagem teórica efectuada no início da Secção 3.2 – Caracterização do material. Nesse sentido, as constantes materiais descritas na Tabela 3.16 foram derivadas assumindo na placa equivalente um comportamento simplificado de lâmina singular elástica e ortotrópica "especial" (simétrico e balanceado), com as mesmas dimensões do conjunto tubular e iguais eixos coordenados do material e do sistema.

Relativamente à Etapa II do método MEE, as propriedades equivalentes de placa ortotrópica do conjunto global do painel podem ser obtidas impondo condições básicas de compatibilidade nas três placas constituintes, assumidas distintas entre si geométrica e materialmente. De forma a verificar a validade do método MEE, **Zhou [3.61]** efectuou um estudo comparativo entre os deslocamentos obtidos através de duas análises de placa complementadas por uma de viga, considerando um painel simplesmente apoiado e encastrado em dois bordos e livre nos outros dois opostos, submetido a carga concentrada e uniformemente distribuída. Nestas condições, a análise unidireccional centrou-se na teoria de **Timoshen-ko**, *cf.* Eq. (3.10), recorrendo às propriedades equivalentes de viga (flexão longitudinal). A análise bidireccional foi efectuada com base em dois modelos numéricos: (a) painel de laje original e (b) placa ortotrópica equivalente, sendo cada modelação associada às suas respectivas propriedades materiais. Foi concluído que a teoria de vigas apenas se aproxima das análises de placa na situação de carregamento distribuído, não assegurando um comportamento bidireccional nas restantes condições. As análises por elementos finitos dos dois modelos indicaram resultados muito próximos, em ambas as direcções e carregamentos. Porém, para cargas pontuais, o comportamento local do painel no modelo de equivalência assegurou as previsões menos consistentes comparativamente ao modelo do sistema original, tendo sido sugeridas análises numéricas mais completas ou teorias de corte superior de forma a prever aqueles efeitos locais.

Os conceitos mecânicos envolvidos no método MEE têm sido aplicados em diversos métodos analíticos para previsão do comportamento ortotrópico de placa equivalente dos sistemas de painéis de natureza compósita. Daqueles métodos, podem destacar-se as análises inicialmente desenvolvidas para tabuleiros de vão singular (transversal), sob condições de fronteira simplificadas nos painéis – dois bordos simplesmente apoiados e os outros dois livres **[3.57-3.60]**. Posteriormente, os métodos foram aprofundados em metodologias para análise de tabuleiros contínuos admitindo várias condições de fronteira nos painéis que os formam **[3.61,3.62]**. Para tal, foram aplicados métodos de análise de placas compósitas laminadas, a seguir à introdução do método MEE. Neste tipo de procedimento, um painel do tabuleiro é considerado como um único "laminado" estaticamente equivalente, apresentando um comportamento constitutivo ortotrópico, em que os valores de rigidez de flexão e de torção da placa equivalente são obtidos de painéis GFRP utilizando métodos sistematizados para diferentes tipos de configuração da secção.

Importa realçar que a análise referida para placas compósitas laminadas é habitualmente baseada em aproximações derivadas da teoria CLT, constituindo assim uma das teorias mais simples e suficiente para descrever o comportamento mecânico da maior parte das placas compósitas laminadas finas – teoria CLPT<sup>1</sup>. Essa simplicidade deve-se ao facto de não ser necessário conhecer o factor de corte da secção, ao contrário das análises extensíveis às teorias da deformação por corte de 1ª ordem – FSDT<sup>2</sup> e de 3ª ordem – TSDT<sup>3</sup> [**3.15**]. Note-se que as teorias menores CLT e FSDT estão associadas a dois pressupostos cinemáticos consistentes com as leis clássicas de **Timoshenko**: (i) superfície de contorno da placa indeformável no seu próprio plano e (ii) secções normais ao eixo da placa mantidas planas após deformação, embora não necessariamente perpendiculares ao eixo devido à deformação por corte [**3.79**].

Na literatura da especialidade é possível encontrar um vasto conjunto de métodos de resolução das equações diferenciais das teorias de placas, em função do tipo de carregamento e das configurações de fronteira assumidas nos painéis [3.13-3.17,3.90] (*e.g.*, método exactos de **Navier** e de **Levy** e aproximados de **Rayleigh-Ritz** e **Galerkin**). Uma das principais conclusões de alguns estudos mais recentes referese à consideração de um comportamento bidireccional na análise à flexão de painéis de laje multicelulares de médio vão (3–6 m). São sugeridas especificações do comprimento do vão e limite de deformação nas duas direcções dos painéis sob quaisquer condições de fronteira, excepto nos casos assumidos por dois bordos simplesmente apoiados ou encastrados e os outros dois opostos livres, em que a formulação de viga de **Timoshenko** assegura um comportamento à flexão bastante satisfatório **[3.61,3.67]**.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CLPT – do inglês, Classical Laminate Plate Theory.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> FSDT - do inglês, First-order Shear Deformation Theory

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> TSDT – do inglês, *Third-order Shear Deformation Theory*.

### 3.3.2 ENSAIOS ESTÁTICOS EM FLEXÃO

Nesta subsecção são descritos o programa e a investigação experimental de um conjunto de ensaios estáticos em flexão a três pontos – 3P e quatro pontos – 4P  $(3PB e 4PB)^1$ , realizado nos painéis à escala real, com o objectivo de estudar o seu comportamento em serviço e à rotura a curto prazo. Após referência aos objectivos e princípios de base – §3.3.2.1, compatíveis com os critérios em estudo, é apresentado no §3.3.2.2 a configuração experimental dos painéis, no que respeita às suas: (i) características e (ii) estabilidade dimensional. Os procedimentos experimentais envolvidos na execução dos ensaios são descritos no seguinte §3.3.2.3, ao nível dos sistemas de carregamento e de apoios e instrumentação. Por fim, nos §3.3.2.4 e §3.3.2.5, são apresentados e analisados separadamente os resultados experimentais do comportamento em serviço e à rotura.

# 3.3.2.1 Objectivos e princípios do ensaio

Este ensaio teve por objectivo caracterizar o comportamento estático dos painéis em flexão, a curto prazo, na direcção longitudinal – pultrusão, no que diz respeito aos seguintes aspectos:

- Caracterizar o comportamento em serviço para várias configurações de vão;
- Obter as propriedades de rigidez longitudinal em flexão;
- Estimar valores de constantes elásticas relevantes para o dimensionamento ( $E_{ef} \in G_{ef}$ );
- Avaliar a influência da hibridização do painel *standard* na rigidez longitudinal em flexão;
- Analisar o comportamento na rotura, modos de rotura e respectivas cargas e tensões últimas.

Embora o painel em estudo se trate de um painel de laje de natureza ortotrópica e bidireccional, tanto a nível material como estrutural, este pode ser aproximado a um elemento de carácter unidireccional com comportamento de viga. Nesse sentido, na ausência de normalização específica para ensaio à flexão de painéis pultrudidos de GFRP, com secção multicelular de parede fina, procurou-se realizar, em certa medida, os ensaios estáticos na direcção da pultrusão de acordo com a norma de ensaio **EN 13706:2002** [3.21]. Esta, inicialmente referida como uma das normas que especifica os métodos de ensaio a serem usados para obter as propriedades mecânicas do material, define, também, as propriedades em flexão de perfis de GFRP à escala real produzidos pelo processo de pultrusão. Uma vez que a secção do painel em causa se configura como uma sucessão de elementos com secção em I, pareceu razoável a adopção de alguns procedimentos prescritos na norma, sobretudo no que concerne às metodologias propostas que permitem obter as constantes elásticas efectivas. Apesar da norma somente referir o ensaio 3*PB* (sem rotura), até uma flecha máxima igual a *vão*/200, tentou-se reproduzir em conformidade os procedimentos preconizados na mesma sobre os ensaios que foram igualmente conduzidos até à rotura dos painéis.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Modo de flexão 3PB / 4PB – do inglês, 3 Point-bending / 4 Point-bending.

Faz-se notar, no entanto, para a existência de normalização para construções em sanduíche, em particular a norma **ASTM C393:2000 [3.91]** que estipula procedimentos para a obtenção das propriedades em flexão desse tipo de sistema modular. Esta norma recomenda que o painel tenha uma largura entre o dobro e o triplo da espessura do painel, devendo ainda ser inferior à metade da dimensão do vão. O comprimento total deverá ser igual ao vão somado do maior valor entre 50 mm e a metade da sua espessura.

Como é perceptível no modelo de carga esquematizado na Figura 3.63, os ensaios consistiram em submeter os painéis à flexão em 3P e 4P em torno do eixo de menor inércia da secção (Y-Y), por intermédio de carregamento transversal idealizado por uma e duas cargas concentradas, respectivamente. Num modelo estrutural de laje simplesmente apoiada em dois bordos no plano X-Z, as cargas transversais foram dispostas simetricamente sobre um único tramo, a meio ou terços do vão dos respectivos apoios, consoante se tratasse, respectivamente, do ensaio em serviço (3*PB*) ou à rotura (4*PB*). A diferença entre configurações experimentais dos vários painéis ensaiados residiu apenas nas combinações do vão (*L*) adoptado com o tipo de carregamento, mantendo-se sempre constante as condições de apoio.



Figura 3.63: Modelos de carga dos painéis ensaiados à flexão: (a) 3PB e (b) 4PB (dimensões em mm).

A propriedade geométrica usada para caracterizar secções de parede fina é a relação entre o vão e o raio de giração em torno do eixo de flexão – esbelteza ( $\lambda$ ). Esta razão substitui a relação vão / altura da secção, como sendo o parâmetro que determina a contribuição da deformabilidade por corte durante o ensaio. Por um lado, a variação do parâmetro esbelteza teve como objectivos analisar e avaliar níveis de deformação condicionantes ao dimensionamento nos ELS e a influência do corte na deformabilidade total. No mesmo contexto, pretendeu-se estimar as propriedades elásticas "efectivas" ( $E_{ef} \in G_{ef}$ ), através de metodologias experimentais, e apreciar qualitativamente as suas variações nas séries de painéis ensaiados. Por outro, procurou-se avaliar tipos de rotura para os vãos intermédios (com secção original e modificada), com o intuito de se estudar também fenómenos de instabilidade local, associados aos diversos modos de encurvadura susceptíveis de ocorrerem em painéis desta natureza solicitados em flexão. Refere-se que os níveis de deformabilidade foram também analisados no ensaio até à rotura. Apesar do tramo central do painel se encontrar sob flexão pura (4*PB*), livre da influência da deformação por corte, na prática esta situação não se verifica **[3.80,3.92]**, como se poderá constatar nos resultados obtidos.

### 3.3.2.2 Configuração experimental dos painéis

Para a realização dos ensaios experimentais recorreu-se a um conjunto de 9 painéis multicelulares, correspondentes na íntegra ao painel descrito inicialmente, no que diz respeito à sua secção transversal (7@90×75 mm) e ao comprimento disponível (2.500 mm).

a) Características dos painéis – a menor consistência de determinados resultados obtidos numa 1ª Fase do ensaio (5 painéis) motivou a realização de uma 2ª Fase (4 painéis), de modo a se obterem conclusões mais esclarecedoras face aos objectivos propostos – ensaio dividido em duas fases distintas.

Do grupo de 5 painéis ensaiados na 1ª Fase foram seleccionados três vãos de ensaio (1.500 mm, 2.000 mm e 2.400 mm), *i.e.*, três níveis de esbelteza *maior*, diferenciados numa ordem próxima de 6, correspondendo a uma variação entre 400 mm e 500 mm no comprimento do vão. Apenas um dos painéis – *híbrido* FLc.5, inserido no 1º grupo, foi preenchido no seu núcleo com espuma leve de poliuretano (Pu), de forma a avaliar o efeito da hibridização nas propriedades de rigidez em flexão, face ao desempenho dos restantes painéis simples com o núcleo vazio. Em primeiro lugar, todos os painéis foram solicitados em flexão a 3P, para cada um dos três vãos estipulados, tendo sido dois deles (FLn.1 e FLn.4), posteriormente, solicitados até à rotura em flexão a 4P, para um vão único de 1.500 mm. A única diferença entre os painéis FLn.1 e FLn.4, apenas quando submetidos à rotura, foi relacionada com a configuração das suas secções transversais: (i) FLn.1 com secção original assimétrica e (ii) FLn.4 com secção modificada por extracção das abas de extremidade (*i.e.*, secção tubular simétrica com 7 células). Deste modo, a esta 1ª Fase de painéis foram associadas duas séries de ensaio, em conformidade com o tipo de flexão submetido, *i.e.*, associado ao tipo de comportamento em análise: 1ª série – ensaio 3*PB* em serviço em ELS (não destrutivo) e 2ª série – ensaio 4*PB* à rotura em ELU (destrutivo).

Para o grupo de 4 painéis ensaiados em 2ª Fase foram acrescentados aos vãos anteriores mais dois vãos de ensaio (800 mm e 1.150 mm), correspondentes aos dois níveis de esbelteza *menor*. Nesta 2ª Fase houve somente execução de ensaio em serviço sob flexão a 3P. Na Tabela 3.17 são resumidas as principais características de ensaio atrás mencionadas, em função do vão e em correspondência com os grupos de painéis ensaiados, de acordo com as duas fases abordadas no presente ensaio. Todos os 9 painéis designados foram únicos e exclusivos, sem repetições de ensaio.

	Vão	<b>L</b> [mm]	800	1.150	1.500	2.000	2.400
Esbelteza		$\lambda_{zz}$ (–)	26,0	37,4	48,7	65,0	78,0
		Nível	(curta)		(intermédia)	(longa)	
		L/h (-)	10,7	15,3	20,0	26,6	32,0
a 1ª Série EL		ELS (3P)	n	/a	FLn.1 – FLn	.2 – FLn.3 – FI	Ln.4 – FLc.5
1ª F	2ª Série	ELU (4P)	n	/a	FLn.1 – FLn.4	n	/a
1	2ª Fase	ELS (3P)		FLn.A	– FLn.B – FLn.C -	– FLn.D	

Tabela 3.17: Características dos painéis ensaiados (FLn/c.#), em função do vão, nas duas fases do ensaio.

FL – tipo de carregamento: F (*flexural*) e direcção da solicitação: L (*longitudinal*). n/a – não aplicável.

n/c - variante do preenchimento do núcleo: n (no core) / c (core).

# - número do painel.

Em relação a aspectos normativos, vale a pena sublinhar que, por um lado, o Anexo D da norma EN 13706:2002 [3.21] recomenda pelo menos três perfis a ensaiar com um vão de 20 vezes a altura da secção (tolerância de  $\pm$  10 mm), de forma a limitar a redução do módulo de elasticidade em flexão pela não consideração do acréscimo de deformação associada à parcela do corte, não obstante a contabilização desse efeito através de um factor correctivo. Por outro, o Anexo G aconselha nas suas metodologias propostas, no mínimo, 5 vigas à flexão para uma gama de vãos suficientemente uniforme, abrangendo os maiores comprimentos possíveis, mas menores do que um comprimento crítico a ser estimado,  $l_{cr}$  (*i.e.*, um vão para o qual se verifica uma contribuição do corte de 12% para a deformabilidade total da peça flectida). Face à gama de vãos seleccionada para o ensaio dos painéis, sobretudo em virtude do considerado em 2ª Fase, julga-se que as propriedades de rigidez foram estimadas com bastante razoabilidade, também de acordo com os métodos previstos na norma EN 13706:2002 [3.21].

**b**) **Estabilidade dimensional** – algumas características inerentes tanto ao processo de fabrico (retracção), quanto às propriedades do material (elástico linear, de rotura frágil), assumem notória relevância nalguns fenómenos em elementos pultrudidos, nomeadamente nos de instabilidade. Nessa medida, e tendo sido logo observadas à vista desarmada discrepâncias relativas entre as espessuras dos banzos de ambas as faces dos painéis, optou-se por registar preliminarmente as dimensões da secção transversal dos painéis ensaiados. A Tabela 3.18 resume os resultados desta fase, onde se apresentam as dimensões medidas e as respectivas variações percentuais, entre os valores registados e os valores nominais, associados a cada painel de ensaio – em termos de espessura das suas paredes laminadas (banzos e alma).

As dimensões mencionadas na Tabela 3.18 foram obtidas a partir da média das medições efectuadas sobre cada painel em, pelo menos, duas secções distintas (de extremidade e/ou central), uma vez finalizados os ensaios. Por exemplo, os cortes processados nos painéis da 1ª Fase, em função do uso final a

dar ao material extraído (reaproveitamento ou perdido), permitiram obter, entre outros fins, o registo de medições na secção interna mais central dos painéis. As espessuras dos banzos ( $t_{FS}$  e  $t_{FI}$ ) e da alma ( $t_W$ ) foram medidas através de um paquímetro digital (precisão de 0,01 mm). Ainda na Tabela 3.18, o sentido das setas indicadas servem para estabelecer correspondência com a posição dos dois tipos de banzos dos painéis no ensaio à flexão (segundo a ordem FS e FI), *i.e.*, sentido ascendente indica que o banzo mais espesso (FS) correspondeu à face superior do painel e vice-versa para o sentido descendente.

Dimensão		t <sub>FS</sub>		t <sub>w</sub>		t <sub>FI</sub>	
Painel		[mm]	[%]	[mm]	[%]	[mm]	[%]
FLn.1	(†)	4,52	13,0	3,98	-0,5	3,65	-8,7
FLn.2	(↓)	4,20	5,0	n/r	-	3,92	-2,0
FLn.3	(↓)	4,63	15,6	4,16	4,0	3,81	-4,8
FLn.4	(†)	4,42	10,5	3,90	-2,6	4,32	8,0
FLn.A	(†)	4,22	5,5	4,05	1,3	3,59	-2,5
FLn.B	(†)	4,50	12,5	3,99	-0,2	4,02	-7,3
FLn.C	(↓)	4,33	<i>8,3</i>	4,11	2,8	3,52	0,2
FLn.D	(↓)	4,25	6,3	n/r	-	3,67	2,8
	média	4,38	9,6	4,03	0,8	3,70	-7,5

Tabela 3.18: Registos médios das dimensões medidas na secção transversal dos painéis.

t<sub>FS</sub> / t<sub>FI</sub> – espessura do banzo maior / banzo menor.

 $(\uparrow) / (\downarrow)$  – banzo mais espesso (FS) na face superior / inferior. (FLc.5 sem registos).

As medidas registadas na secção transversal dos painéis, quando comparadas com as dimensões nominais, atingem diferenças até 16%. Além disso, reitera-se as frequentes falhas localizadas do material observadas sobretudo nas zonas de ligação banzo-alma, em sinal da significativa heterogeneidade no acabamento da secção em áreas mais sensíveis. Note-se que o Anexo B da **EN 13706:2002 [3.21]** recomenda uma tole-rância dimensional de  $\pm$  0,20 mm para uma espessura de elementos pultrudidos entre 2 e 5 mm. Esta tole-rância é largamente superada perante as dimensões reais registadas, pese embora as variações percentuais tenham sido inferiores às apontadas pelo fabricante ( $\pm$  1,0 mm;  $\pm$  25%). É de referir os apertados requisitos sobre o controlo de qualidade a exigir às peças extraídas durante a linha de produção, cuja verificação das dimensões deve ser feita não só no molde da pultrusão mas também após o fabrico.

n/r - não registado.

Importa sublinhar que a retracção do material compósito pode ser uma das principais causas das variações dimensionais sofridas pelas secções pultrudidas. Enquanto a retracção térmica se manifesta na redução do volume, causada pela cura por contracção térmica, a retracção volumétrica ocorre pelo rearranjo da resina, chegando a atingir variações de 5% a 12% nas resinas de poliéster e viniléster. A adição de fibras de reforço e de *filler* reduz a retracção volumétrica da resina, principalmente no caso de reforço unidireccional, em que a redução na direcção longitudinal é superior que na direcção transversal. Segundo **Mallick** [**3.52**], a elevada retracção nas resinas poliéster ou viniléster pode ser reduzida, significativamente, com a adição de polímeros termoplásticos durante a mistura com a resina em fase líquida.

#### **3.3.2.3 Procedimentos experimentais**

Na Figura 3.64 são mostrados os três sistemas em pórtico metálico utilizados no LERM do IST durante as duas fases do ensaio. Basicamente, a principal diferença entre os dois sistemas utilizados na 1ª Fase, residiu apenas na sua disposição espacial – transversal ou longitudinal, face à direcção longitudinal do painel, *vd*. Figs. 3.64 (a) e (b). Os montantes dos pórticos foram ancorados à laje do pavimento através de perfis metálicos amarrados por barras *dywidag*. Por razões de planeamento laboratorial, enquanto ao primeiro pórtico correspondeu apenas o ensaio do painel FLn.1, tanto em serviço como à rotura, ao segundo foram enquadrados os restantes ensaios da 1ª Fase. A 2ª Fase do ensaio decorreu num terceiro pórtico, semelhante ao primeiro, mas em sistema fechado conforme se mostra na Figura 3.64 (c).



*Figura 3.64*: Aspecto geral dos pórticos metálicos de carga utilizados nos ensaios à flexão dos painéis: (a) FLn.1 da 1ª Fase, (b) FLn.2 a FLn.4 da 1ª Fase e (c) FLn.A a FLn.D da 2ª Fase.

a) Sistema de aplicação do carregamento – a aplicação do carregamento nos painéis foi processado de acordo com os modos de flexão estabelecidos: (i) 3PB para condição de serviço condicionada ao limite de flecha L/200 e (ii) 4PB para condição de rotura última sem limitações de deformação. A aplicação da carga foi conseguida através de vigas de distribuição metálicas tubulares ( $100 \times 100 \times 6$  mm) suficientemente rígidas, (*ca.* 1,0 m de comprimento), dispostas simétrica e transversalmente ao longo de toda a largura de apoio do painel (635 mm). No ensaio à flexão a 4P, foi necessário recorrer a uma outra viga, também metálica (HEB 100), interposta entre as vigas anteriores e o macaco hidráulico, *vd.* Fig. 3.65.

As vigas tubulares transversais que apoiavam sobre os painéis foram responsáveis por transmitir a carga imprimida na secção de 1/2 ou 1/3 vão, através de macacos hidráulicos da marca *ENERPAC*<sup>1</sup>, em uma ou

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> 1° pórtico – macaco da marca ENERPAC (modelo RCH 306), com uma capacidade de 30 tonf e um curso de 6'' (155 mm);

<sup>2</sup>º e 3º pórticos - macaco da marca ENERPAC (modelo RRH 6010), com uma capacidade de 60 tonf e um curso de 10'' (257 mm).

duas cargas concentradas, respectivamente, sob flexão a 3P ou 4P. A travessa superior dos pórticos recebia a reacção do macaco instalado nesta, fechando o sistema de carga ou por ancoragem do pórtico à laje de piso (1º Fase), ou por apoio na travessa inferior do pórtico (2ª Fase).

Nas zonas de apoio das vigas de distribuição sobre os banzos foram aplicadas telas de neopreme com uma largura superior à face de contacto da secção tubular da viga (*ca.* 150 mm) e com uma espessura aproximada de 10 mm, *vd.* Fig. 3.65. Desta forma, procurou-se um compromisso entre uma faixa ideal de aplicação do carregamento e um campo de tensões suficientemente distribuído, que prevenisse roturas locais apreciáveis por esmagamento acentuado e prematuro do material sob os pontos de carga.



Figura 3.65: Sistema de distribuição da carga para o ensaio à flexão: (a) 3PB e (b) 4PB.

Por fim, na zona de aplicação da carga a meio vão foi colocado um sistema metálico, centrado ao eixo com o macaco, composto por uma rótula esférica (40 mm) interposta entre duas chapas metálicas ( $120\times120\times2,0$  mm e  $150\times150\times2,5$  mm). Este sistema teve o intuito de corrigir eventuais imperfeições instaladas no sistema de distribuição durante a fase inicial do carregamento (*e.g.*, desvios e rotações).

b) Sistemas de apoios – em primeira abordagem, no primeiro grupo de ensaio (1ª Fase), os painéis foram simplesmente apoiados no plano X-Y sobre duas rótulas cilíndricas (varões de aço liso), com um comprimento de 580 mm e um diâmetro de 60 mm. Sobre ambas as rótulas, uma fixa (apoio duplo) outra móvel (apoio simples) na direcção longitudinal, foram soldadas duas chapas metálicas com as dimensões 700×80×25 mm. Além de se procurar evitar a ocorrência de esmagamento localizado sob o painel, a colocação das chapas teve também por finalidade permitir um apoio por completo da secção do painel ao longo da sua largura, dada a insuficiência do comprimento das rótulas. Como se pode observar na Figura 3.66 (a), o apoio fixo foi reproduzido por meio da soldadura de dois varões de aço (\$12) ao perfil metálico que serviu de base à rótula. Os varões foram dispostos com um afastamento suficiente entre si, de forma a garantir o contacto entre a rótula e o perfil, impedindo unicamente a translação daquela. O apoio móvel limitou-se apenas ao contacto directo entre a rótula cilíndrica e o perfil metálico, *vd*. Fig. 3.66 (b).

Como forma de validação dos resultados provenientes da adopção do primeiro sistema de apoio (rotulado), optou-se por ensaiar um dos painéis da 1ª Fase, para os vários vãos, com um sistema de apoio de rolamentos como o exemplificado na Figura 3.66 (c). Este consistiu em dois rolamentos de 60 mm de diâmetro interno, ligados paralelamente entre si por uma chapa de aço (espessura de 5 mm), sobre a qual apoiava o painel. Os rolamentos assentaram sobre cantoneiras invertidas, onde a secção quinada se ajustava ao friso interno dos rolamentos. Os apoios fixos foram conseguidos soldando pequenos troços metálicos de forma a travar o movimento longitudinal do rolete sobre a cantoneira.



Figura 3.66: Sistema de apoios: com rótula (a) fixa e (b) móvel e com rolamentos (c) simples e (d) reforçados.

As diferenças substanciais verificadas entre as respostas dos painéis, por via daqueles dois sistemas de apoio, levaram a concluir nessa 1ª Fase de ensaio uma significativa influência do tipo de apoio na deformabilidade dos painéis (variação máxima de 22%). A maior ou menor tendência dos apoios, sobretudo, à rotação em torno dos seus eixos, fez-se claramente notar em elementos estruturais desta natureza, susceptíveis a deformações relevantes para níveis de carga relativamente reduzidos quando flectidos. Por esse motivo, foi justificada a 2ª Fase do ensaio para 4 novos painéis (apenas em serviço), em modo de repetição da 1ª Fase, com apoios de rolamentos, como os que se apresentam na Figura 3.66 (d). Estes últimos foram alvo de algumas modificações em relação aos da primeira versão, por acréscimo de mais um par de rolamentos e com reforço longitudinal entre eles e sob a chapa.

Em ambos os sistemas procurou-se minimizar efeitos de atrito gerados nas zonas dos apoios, por meio de espalhamento de massa lubrificante sobre os aparelhos e bases de apoio. Nessas mesmas zonas, foi ainda colocada uma camada de gesso entre o painel e as chapas – quer das rótulas cilíndricas quer dos rolamentos. Embora os painéis apresentassem superfícies com um acabamento bastante regular, procurou-se reduzir eventuais irregularidades nas superfícies de contacto, bem como assegurar uma transmissão uniforme das cargas ao longo dessas superfícies. Ambos os sistemas de apoios foram assentes em perfis metálicos robustos, por sua vez dispostos sobre maciços de betão de forma a atingir altura suficiente em relação à laje do pavimento. c) Instrumentação e registo de dados – de forma a monitorizar o comportamento dos painéis durante o decorrer dos ensaios, foram utilizados diversos aparelhos de medida, nomeadamente transdutores de deslocamento e de força e extensómetros de resistência. Para a leitura da carga aplicada (F) pelo macaco foram utilizadas células de carga da marca *NOVATECH*<sup>1</sup>, com uma capacidade de carga de 200 kN, interpostas entre o macaco hidráulico e a respectiva viga de distribuição (transversal ou longitudinal), *vd*. Fig. 3.65. Este procedimento de colocação da célula foi mantido em todos os ensaios. A Figura 3.67 esquematiza a secção de meio vão dos painéis (a) assimétrico e (b) simétrico, indicando-se também a maior parte da restante instrumentação e as respectivas designações associadas ao posicionamento dos deflectómetros e à disposição dos extensómetros, estes últimos apenas utilizados nos ensaios à rotura (4PB).



*Figura 3.67:* Posicionamento da instrumentação, (deflectómetros e extensómetros), na secção de meio vão dos painéis ensaiados à flexão: (a) painel assimétrico e (b) painel simétrico (dimensões em *mm*).

Para a medição dos deslocamentos sofridos no plano de flexão, todos os painéis submetidos à flexão em 3P (1<sup>a</sup> e 2<sup>a</sup> Fases) foram instrumentados com 3 deflectómetros da marca APEK<sup>2</sup>, posicionados na secção de meio vão, em três pontos de quarto do seu alinhamento transversal ( $\delta_{1/2}$ ,  $\delta_{1/2}$  e  $\delta_{1/2}$ ), *vd*. Fig. 3.67. Os dois deflectómetros extremos (frente,<sup>f</sup> e tardoz,<sup>t</sup>) tiveram por finalidade verificar desigualdades na deformação dos painéis ao longo da largura da secção. Conforme se mostra nas Figuras 3.68 e 3.69, relativamente aos painéis submetidos também à rotura (4*PB*), o painel FLn.1 foi apenas instrumentado na sua zona central ( $\delta_{1/2}$ ), com um deflectómetro da marca MG<sup>3</sup>. No segundo painel (FLn.4) foram medidos os deslocamentos nas secções quer de meio vão ( $\delta_{1/2}$ ), quer sob os dois pontos de aplicação da carga ( $\delta_{1/3}$  e  $\delta_{2/3}$ ) – com aparelhagem igual à utilizada nos ensaios 3*PB*.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> 1º pórtico – célula de carga NOVATECH (S/N 14.325); 2º e 3º pórticos – célula de carga NOVATECH (S/N 14.326).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Deflectómetros eléctrico de êmbolo da marca APEK, com cursos de 25 mm e 50 mm (precisão de 0,01 mm).

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Deflectómetro eléctrico de êmbolo da marca MG, com um curso de 100 mm (precisão de 0,01 mm).

Por fim, estes dois painéis da 1<sup>a</sup> Fase (4*PB*) foram ainda instrumentados com extensómetros eléctricos<sup>1</sup>. Em ambos foi mantida uma posição similar para os pares de 4 extensómetros dispostos longitudinalmente sobre os banzos, a terços da largura da secção transversal ( $\mathcal{E}_1$ ,  $\mathcal{E}_2$  – face superior e  $\mathcal{E}_4$ ,  $\mathcal{E}_5$  – face inferior). Em relação à extensometria na direcção transversal ( $\mathcal{E}_3$  – face superior e  $\mathcal{E}_6$  – face inferior), a disposição variou ligeiramente entre painéis, conforme se mostra nas Figuras 3.67 a 3.69. Para além disso, no painel FLn.4 foram ainda colados mais 2 extensómetros ( $\mathcal{E}_7^W \in \mathcal{E}_8^W$ ) nas almas de extremidade (orientação vertical), sob um dos pontos de aplicação do carregamento transversal, *vd*. Fig. 3.69 (b).



Figura 3.68: Instrumentação do painel FLn.1 para flexão a 4P: (a) banzo superior e (b) banzo inferior.



Figura 3.69: Instrumentação do painel FLn.4 para flexão a 4P: (a) banzo superior; (b) almas e (c) banzo inferior.

As designações enumeradas atrás na definição dos aparelhos de medida serviram para efectuar uma correspondência com os respectivos valores de leitura (carga, deslocamentos e extensões). Estes foram obtidos através de uma ou duas unidades de aquisição de dados, cada uma de 8 canais, da marca HBM e modelo *Spider8*. Durante a digitalização dos sinais, as variáveis de saída foram registadas em PC com recurso a *software* de aquisição de dados. Os ensaios foram conduzidos em controlo de carga, aplicada monotonicamente, a uma velocidade de cerca de 0,15 kN/s, até se atingir uma das duas situações definidas:

- Limite de flecha L/200 ensaio 3PB (três ciclos sucessivos de carga e descarga);
- Rotura ensaio 4*PB*.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Extensómetros eléctricos da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

A deformação máxima nos painéis conduzidos até à rotura ocorreu num período próximo de 90 segundos. O número de painéis ensaiados à flexão em 3P e 4P, na correspondente gama de vãos, em 1ª e 2ª Fases, perfez um total de 38 ensaios com resultados considerados válidos, os quais se analisam de seguida separadamente para o (i) comportamento em serviço e o (ii) comportamento à rotura.

### 3.3.2.4 Apresentação e análise dos resultados do comportamento em serviço

Como primeira abordagem aos resultados dos ensaios do comportamento em serviço, são apontadas para cada uma das fases as curvas *Força – Deslocamentos*, força aplicada (*F*) em função dos três deslocamentos verticais registados, através das leituras efectuadas nos respectivos aparelhos de medida  $(\delta_{1/2}^{f}, \delta_{1/2} \in \delta_{1/2}^{t})$ . Além disso é apresentada a curva da evolução da força com o deslocamento diferencial ( $\Delta \delta$ ) – variação de deslocamento entre pontos extremos de leitura na secção central (*i.e.*, diferença entre  $\delta_{1/2}^{f} \in \delta_{1/2}^{t}$ ). Ainda sobre as mesmas representações gráficas, é apresentada a regressão linear da curva  $F - \delta_{1/2,méd}$  (média entre  $\delta_{1/2}^{f}, \delta_{1/2} \in \delta_{1/2}^{t}$ ) no intervalo de deslocamentos compreendido entre  $L/500 \in L/200$ , a que corresponde o valor experimental da rigidez de flexão "aparente" ( $E_{ap}$ .I).

Perante a regularidade dos comportamentos dos painéis ensaiados na 1ª Fase, apenas se apresentam na Figura 3.70, como exemplo, as curvas  $F - \delta$  relativas ao ensaio do painel FLn.1 no vão de 2.400 mm. A totalidade das curvas pode ser consultada nos mesmos moldes no Anexo B.7 – *cf*. Figs. B.6 a B.9. A Figura 3.71 mostra o painel em causa sujeito a um determinado estado de deformação durante o respectivo ensaio.



*Figura 3.70*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.1 (vão 2.400 mm). *Figura 3.71*: Ensaio à flexão em 3P do painel FLn.1.

Como sublinhado, o comportamento representado no diagrama da Figura 3.70, em particular, é bastante representativo das respostas dos painéis, em geral. O comportamento é claramente caracterizado por um regime elástico linear nos três ciclos de carga/descarga, onde a evolução da força com o deslocamento central,  $\delta_{l/2}$  (e médio,  $\delta_{l/2,méd}$ ) se posiciona geralmente entre as respostas para os deslocamentos medidos nas zonas de extremidade, por norma, com uma variação relativa entre eles bastante semelhante.

O desvio verificado na secção de meio vão, entre deslocamentos extremos ( $\delta_{1/2}^{t} e \delta_{1/2}^{t}$ ), nunca foi superior a 1 mm, mesmo para o maior vão (2.400 mm), o que correspondeu a um diferencial inferior a 10% para o limite de *L*/200, tendo sido nalguns casos apenas de 1%. Uma vez que os painéis foram todos ensaiados com as mesmas condições de apoio, foi possível constatar que a sua assimetria, por efeito das abas extremas de ligação, se traduziu numa deformação não completamente uniforme ao longo de toda a largura do painel. A disposição assimétrica das abas conduziu a um ligeiro efeito de torção na flexão do painel sujeito a carregamento uniformemente distribuído na faixa central. Para um mesmo nível de carga, pode reparar-se que o deslocamento mais próximo da extremidade com a aba em posição superior ( $\delta_{1/2}^{t}$ ) foi sempre inferior ao deslocamento na zona oposta ( $\delta_{1/2}^{t}$ ), tendo sido sempre este o mais elevado. O deslocamento registado na zona central correspondeu a um valor intermédio. A única excepção foi verificada no comportamento do painel FLn.3, cuja disposição espacial tomou, precisamente, uma ordem inversa, *cf.* Fig. B.8 do Anexo B.7. Nesse sentido, a aferição anterior sai reforçada por esta resposta "invertida", que justifica os diferenciais, ainda que reduzidos, nos níveis de rigidez da secção assimétrica do painel.

Perante a consistência dos comportamentos em 1<sup>ª</sup> Fase do ensaio, são reunidas no mesmo diagrama da Figura 3.72 as curvas  $F - \delta_{L/2,méd}$  dos 5 painéis, até ao limite de flecha L/200, no domínio dos três vãos que lhe dizem respeito nessa fase do ensaio.



*Figura 3.72*: Curvas  $F - \delta_{1/2,méd}$  da série de 5 painéis ensaiados à flexão na 1ª Fase.

Da análise da Figura 3.72 pode concluir-se que o comportamento dos painéis *simples* e *híbrido* é caracterizado por uma resposta elástica, praticamente linear nos três vãos ensaiados. Na Tabela 3.19 são resumidas as principais propriedades de rigidez em flexão longitudinal, obtidas da média dos resultados dos 4 painéis simples para os três vãos de ensaio. Os módulos de elasticidade "aparente" ( $E_{ap}$ ) foram calculados a partir da média das respectivas parcelas de rigidez de flexão ( $E_{ap}$ .*I*), relativas aos três ciclos das curvas *F* –  $\delta_{I/2méd}$ , com base no modelo simplificado de viga de **Euler**, para flexão "teórica" elástica a 3P. Os módulos de elasticidade e de distorção "efectivos" foram obtidos simultaneamente por aplicação das metodologias expostas no Anexo B.6 (métodos A e B), para a gama de vãos seleccionada. Faz-se notar que o procedimento foi naturalmente aplicado para a análise em concreto – modelo de viga simplesmente apoiada em 3*PB*. Como é habitual no caso dos perfis com secção em I e mono tubular, foi assumido por simplicidade a contribuição apenas das paredes verticais da secção para a rigidez de corte global [**3.62,3.80**]. Deste modo, esta parcela resultou do produto da área total das almas da secção ( $A_W$ ) com o módulo de distorção  $G_{ef}$ , admitindo um factor de corte –  $K_S = 1$ . Esta simplificação na teoria de **Timoshenko**, pressupõe um módulo  $G_{ef}$  que corresponde aproximadamente ao módulo das almas. Uma vez obtidos os módulos aparente e efectivo, estes podem ser comparados pela influência do corte na deformabilidade total, ( $1-E_{ap}/E_{ef}$ ).100%, e da própria relação entre módulos ( $E_{ef}/G_{ef}$ ) – grau de anisotropia.

Vão	Rigidez aparente <sup>(1)</sup> Módulo aparen		Módulos	Deformação	
<b>L</b> [mm]	E <sub>ap</sub> •I [kN.m <sup>2</sup> /m]	E <sub>ap</sub> [GPa]	$\mathbf{E_{ef}}$ [GPa]	$\mathbf{G}_{\mathbf{ef}}\left[\mathrm{GPa} ight]$	por corte [%]
1.500	$345 \pm 10\%$ [345]	26,5 ± 10% [26,5]	29,8 ± 14%	5,38±41%	11,1
2.000	361 ± 11% [356]	27,7 ± 11% [27,3]	(Método A) 29,7 ± 14%	(Método A) 5,40 ± 37%	6,9
2.400	370 ± 12% [349]	28,4 ± 12% [26,8]	(Método B)	(Método B)	4,7

Tabela 3.19: Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" e "efectivas" (média  $\pm cv.$ ) – 1ª Fase.

<sup>(1)</sup> Rigidez por metro de largura do painel (702,5 mm).

Painel FLc.5 entre parêntesis [].

NOTA: Métodos A e B de acordo com a norma EN 13706:2002 [3.21].

Da análise conjunta da Figura 3.72 e da Tabela 3.19, pode constatar-se alguma variabilidade da rigidez de flexão "aparente" dos painéis, inerente a cada um dos diferentes vãos, porém, essa variação foi bastante similar entre os três vãos ensaiados (ordem de 10–12%). Para além da heterogeneidade do material, tais diferenças relativas podem estar associadas às imperfeições geométricas registadas sobre as paredes laminadas que formam a secção dos painéis (espessuras entre 3,52 mm a 4,63 mm). Aliás, conforme anotado sobre a estabilidade dimensional dos painéis (*vd*. Tabela 3.18), pode reparar-se que aos painéis ensaiados com os banzos mais espessos na face inferior (FLn.1 e FLn.4) correspondem os níveis de rigidez mais elevados. Deste modo, parece claro o efeito que a variação da espessura das paredes exerce na maior ou menor variabilidades das propriedades do painel em flexão.

Em relação às propriedades efectivas, o módulo de elasticidade apresenta um valor médio coerente com os indicados na literatura de referência (30 GPa) **[3.18]**. No entanto, como sobressai da ordem de grandeza do rácio anisotrópico (5,5), o valor de 5,4 GPa para o módulo de distorção, numa dispersão de cerca de 40%, pode ser considerado relativamente elevado em pultrudidos correntes. Além disso, foi possível constatar uma elevada sensibilidade na forma de avaliação daquelas constantes elásticas devido ao número reduzido de vãos seleccionados, tendo aquela propriedade sido bastante susceptível ao intervalo de valores dos parâmetros de rigidez e/ou flexibilidade intervenientes nas metodologias aplicadas (A e B). Pode constatar-se que o "comprimento crítico" ( $l_{cr}$ ) definido no Anexo G daquela norma [**3.21**], para o qual se verifica uma contribuição do corte superior a 12%, corresponderá a um vão ligeiramente mais reduzido que o menor de 1.500 mm, para o qual foi estimada uma influência média de 11,1%. Percebe-se que a gama de vãos seleccionada nesta 1ª Fase se traduziu em reduzidas contribuições do efeito por corte na deformação total dos painéis, o que poderá ter dificultado a estimativa rigorosa dos módulos efectivos.

Por último, como seria expectável, a rigidez de flexão do painel híbrido (FLc.5) manteve-se bastante próxima dos níveis registados nos painéis convencionais. Importa sublinhar que esta constatação é apenas relativa à direcção longitudinal da pultrusão, onde a espuma não influencia a rigidez do elemento quando este é submetido à flexão no plano principal. Nesta matéria, faz-se destaque ao **Capítulo 4**, onde se mostra, contrariamente, uma influência muito significativa da espuma para solicitações do painel na direcção transversal à pultrusão. Refere-se também que os painéis FLn.1 e FLn.4 corresponderam aos utilizados posteriormente nos ensaios à rotura, no vão único de 1.500 mm, tomando a secção *assimétrica* e *simétrica*, respectivamente. Aliás, antes de ser conduzido até à rotura, o segundo painel (*simétrico*) foi ainda alvo de um último ensaio suplementar à flexão 3*PB*, somente no vão de 1.500 mm. O seu comportamento foi similar aos demais registados. Aponta-se, porém, um módulo de elasticidade aparente de 28,5 GPa, ligeiramente superior ao obtido do ensaio individual sobre o mesmo painel (FLn.4), mas com secção assimétrica (28,1 GPa), ambos no vão de 1.500 mm.

Como já referido, a dúvida suscitada por alguns dos resultados, no que se refere aos níveis de deformação, motivou a repetição do ensaio num dos painéis (FLn.2) sob um novo sistema de apoios – por rolamentos, para a mesma gama de vãos, *vd*. Figs. 3.73 e 3.74.



*Figura 3.73*: Repetição do ensaio do painel FLn.2 (*3PB*) com o sistema de apoios por rolamentos.



*Figura 3.74*: Curvas  $F - \delta$  dos ensaios do painel FLn.2, para sistemas de apoio com rótulas e por rolamentos.

Na Figura 3.74 são comparadas as curvas  $F - \delta$  dos comportamentos obtidos do mesmo painel (FLn.2) para ambos os sistemas de apoios. Facilmente se depreende da leitura da Figura 3.74 que a flexão do painel com o novo sistema de apoios (rolamentos) se reflectiu num comportamento bastante mais flexível, à medida que se reduzia o vão. As diferenças foram significativas, tendo-se registado variações na rigidez de flexão na ordem dos 8%, 13% e 22%, respectivamente, para os vãos de ensaio 2.400 mm, 2.000 mm e 1.500 mm. Por conseguinte, esta ilação aliada à incerteza de alguns resultados aferidos anteriormente (*e.g.*, constantes elásticas "efectivas") motivou a prossecução do ensaio  $-2^a$  Fase.

Do contexto anterior, uma série de 4 novos painéis simples (FLn.A–D) foram ensaiados sob condições muito semelhantes às do ensaio da 1<sup>a</sup> Fase, com a óbvia diferença no sistema de apoios. Além disso, foi alargada a gama dos vãos ensaiados, por acréscimo de dois níveis de esbelteza mais reduzidos,  $\lambda$  (26 e 37), correspondentes aos vãos de 800 mm e 1.150 mm. Os ensaios 3*PB* dos painéis para estes vãos mais reduzidos podem ser observados nas Figuras 3.75 e 3.76.





Figura 3.75: Ensaio 3PB no vão 800 mm (FLn.A).

Figura 3.76: Ensaio 3PB no vão 1.150 mm (FLn.A).

Como esperado, o comportamento dos painéis foi idêntico na sua generalidade, tendo sido igualmente revelada uma boa consistência dos resultados associados aos diversos vãos. Por esse motivo, apenas se apresenta uma súmula gráfica dos mesmos no gráfico da Figura 3.77. Note-se que neste segundo grupo de resultados fazem também parte os respeitantes ao comportamento do painel híbrido (FLc.5), referente à 1<sup>a</sup> Fase do ensaio. À semelhança da 1<sup>a</sup> Fase, remete-se no Anexo B.7 a totalidade das curvas  $F - \delta$  para a combinação do conjunto de painéis e vão ensaiados na 2<sup>a</sup> Fase, *cf.* Figs. B.10 a B.13.

De igual modo, são resumidas na Tabela 3.20 as propriedades de rigidez em flexão longitudinal, obtidas da média dos resultados nos 4 painéis (A–D) para os 5 vãos adoptados no ensaio. As propriedades foram obtidas de forma idêntica às referidas na análise do ensaio da 1ª Fase, uma vez tratar-se do mesmo tipo de solicitação (*3PB*). A análise conjunta da Figura 3.77 e da Tabela 3.20 permitem atestar a consistência dos resultados, atrás referida sobre esta 2ª Fase do ensaio, em conformidade com a ordem de esbelteza dos painéis.



*Figura 3.77*: Curvas  $F - \delta_{1/2,méd}$  da série de 4 painéis ensaiados na 2ª Fase (incluindo FLc.5).

Para cada um dos 5 vãos, a dispersão das propriedades "aparentes" de flexão foi menor que a variabilidade registada dos ensaios da 1ª Fase, tendo resultado uma variação média aproximada de 4,5% (mais reduzida no painel FLn.C, para um coeficiente de variação inferior a 2%). Por norma, aos painéis FLn.A e FLn.B corresponderam os níveis mais elevados da rigidez de flexão, parecendo existir, igualmente, concordância com o posicionamento das faces do painel, relativamente ao eixo neutro da secção, tendo em conta a espessura diferenciada dos seus banzos (*cf.* Tabela 3.18).

Vão	Rigidez aparente (1)	Módulo aparente	Módulos	Deformação	
<b>L</b> [mm]	$\mathbf{E_{ap}} \cdot \mathbf{I} \; [\mathrm{kN.m^2/m}]$	E <sub>ap</sub> [GPa]	E <sub>ef</sub> [GPa]	$\mathbf{G}_{\mathbf{ef}}$ [GPa]	por corte [%]
800	230 ± 5%	$17,7 \pm 5\%$			43,7
1.150	293 ± 5%	22,5±5%	32,0 ± 6% (Método A)	2,39 ± 9% (Método A)	28,5
1.500	322 ± 4% [345]	24,7 ± 4% [26,5]	30,8 ± 4% (Método B)	2,75 ± 7% (Método B)	21,4
2.000	358 ± 2% [356]	27,5 ± 2% [27,3]	31,4 (médio)	2,57 (médio)	12,5
2.400	383 ± 7% [349]	$29.4 \pm 7\%$ [26,8]	(	(	6,4

Tabela 3.20: Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" e "efectivas" (média  $\pm cv.$ ) – 2ª Fase.

<sup>(1)</sup> Rigidez por metro de largura do painel (702,5 mm).

Painel FLc.5 entre parêntesis [].

NOTA: Métodos A e B de acordo com a EN 13706:2002 [3.21].

Será interessante reparar que, nos vãos comparáveis (1.500 a 2.400 mm), os novos painéis apresentaram uma deformabilidade bastante próxima da resposta dos painéis ensaiados com o primeiro sistema de
apoios adoptado. Em certo sentido, pode afirmar-se que esta ficou aquém da esperada pela introdução dos novos apoios, tal como indiciado na fase de teste desses novos aparelhos (*vd.* Figs. 3.73 e 3.74). Face às variações de 8% a 22% associadas ao ensaio de despistagem, a redução máxima da rigidez em 2ª Fase de ensaio foi de cerca de 6,5% no vão mais curto (1.500 mm), tendo sido obtidas diferenças praticamente desprezáveis nos outros dois vãos maiores. Não obstante, não se prevê que essas diferenças possam ser devidas ao número de rolamentos que variou, (de 2 para 4), entre sistemas de apoios a adoptar em 2ª Fase do ensaio: "provisório", *vd.* Fig. 3.66 (c) e definitivo, *vd.* Fig. 3.66 (d).

Relativamente às propriedades efectivas, os módulos "efectivos" obtidos nesta 2ª Fase considerando os 5 vãos de ensaio figuram-se em valores mais coerentes que os derivados da 1ª Fase, atendendo em particular ao módulo efectivo  $G_{ef}$ . Comparativamente, enquanto o módulo  $E_{ef}$  aumentou ligeiramente, o módulo  $G_{ef}$  decresceu significativamente – rácio anisotrópico médio de 12,2. O módulo de corte, embora, agora, tenha sido estimado num valor relativamente inferior (2,4 a 2,8 GPa) aos anunciados por alguns investigadores [**3.18,3.64,3.87**], apresentou uma dispersão substancialmente mais reduzida (inferior a 10%). No entanto, ao contrário do obtido em 1ª Fase, a aplicação das metodologias A e B [**3.21**] conduziu a valores das constantes elásticas que variaram consideravelmente entre si. Os diagramas (a) e (b) da Figura 3.78 representam as regressões lineares efectuadas sobre os 5 vãos de ensaio, por aplicação dos Métodos A e B, respectivamente.



*Figura 3.78*: Avaliação gráfica das constantes elásticas  $E_{ef} e G_{ef}$ : (a) Método A e (b) Método B – EN 13706:2002.

Embora ambos os métodos, analiticamente, sejam idênticos, em termos de análise numérica as regressões repercutiram-se em valores diferenciados, cujo tratamento revelou-se bastante mais sensível que o efectuado sobre os resultados da 1ª Fase (3 vãos). Na prática, a diferença entre os métodos reside na reformulação da expressão da teoria de **Timoshenko**, mediante a ordem de grandeza do vão, *L*. Se para cada um dos 4 painéis, o Método B apresentou uma dispersão da regressão ligeiramente superior ao Método A, os valores médios das constantes elásticas foram globalmente menos dispersivos segundo o Método B (*cf.* Tabela 3.20 e *vd.* Fig. 3.78). Como média dos resultados globais provenientes de ambos os métodos podem obter-se os seguintes valores para as constantes elásticas "efectivas":  $E_{ef} = 31,4$  GPa e  $G_{ef} = 2,6$  GPa. Note-se que, face à simplificação assumida sobre a rigidez de corte no modelo de **Timo-shenko**, se pode associar o valor de  $G_{ef}$  obtido ao módulo de distorção das paredes das almas.

Dado ainda persistirem algumas dúvidas relativamente ao valor experimental da propriedade de corte, mais adiante, no §3.3.4.1 será aprofundada, quer analítica quer numericamente, a rigidez de corte no que diz respeito à área de corte "real" ( $A_s$ ) da secção multicelular, bem como ao factor de corte de **Timoshenko** ( $K^*$  ou  $K_s$ ).

Tendo em conta que o alargamento da gama dos vãos (1ª Fase – 2ª Fase), até uma ordem mais reduzida de esbelteza, pretendeu aferir com maior rigor os módulos elásticos "efectivos", será também interessante reparar na sensibilidade da avaliação daquelas constantes em função do número de vãos seleccionados associado à ordem de esbelteza dos painéis. Os diagramas (a) e (b) da Figura 3.79 indicam os valores médios dos módulos "efectivos", juntamente com os respectivos desvios relativos, por aplicação do Método A e B, respectivamente, varrendo 4 gamas de vãos: "curtos" (800 a 1.500 mm); "semicurtos" (800 a 2.000 mm); "semi-longos" (1.150 a 2.400 mm) e "longos" (1.500 a 2.400 mm). Os valores médios globais são igualmente assinalados a traço interrompido nos gráficos da Figura 3.79.



*Figura 3.79*: Constantes elásticas  $E_{ef}$  e  $G_{ef}$  na gama de vãos: (a) Método A e (b) Método B – EN 13706:2002.

Em cada um dos métodos, pode concluir-se facilmente que a esbelteza assumida para a gama de vãos é directamente proporcional à rigidez de flexão "efectiva" e inversamente à contribuição da rigidez de corte. Por exemplo, admitindo apenas as duas gamas dos vãos mais extremos tem-se para: (i) "curtos"  $E_{ef} = 29,4$  GPa e  $G_{ef} = 3,0$  GPa e (ii) "longos"  $E_{ef} = 33,4$  GPa e  $G_{ef} = 2,0$  GPa. Os maiores desvios foram precisamente verificados nestas gamas extremas, em parte devido ao menor número de vãos aplicados nas metodologias (A e B). Considerando a gama completa dos 5 vãos, pode verificar-se que as dispersões foram, em geral, menores do que as verificadas em cada uma das gamas de vãos analisadas. Além disso, pode depreender-se que ambos os módulos "efectivos" se posicionam ligeiramente acima da respectiva "linha" média associada às 4 gamas de vãos.

Da aplicação dos métodos normativos (A e B), resultou um novo "comprimento crítico" ( $l_{cr}$ ) ligeiramente inferior ao vão de 2.000 mm, onde a contribuição do corte na deformabilidade total supera os 12%. Atente-se à elevada contribuição para o vão mais curto (800 mm) que chega a superar os 40%. No cômputo geral, as metodologias propostas na norma **EN 13706:2002 [3.21]** aplicadas sobre os resultados experimentais, num domínio mais abrangente como o da 2ª Fase, parecem convergir para constantes elásticas aceitáveis no contexto da contribuição do corte para a deformação total. Foi evidente uma menor susceptibilidade dos parâmetros de rigidez / flexibilidade utilizados comparativamente à influência que os mesmos tiveram nas estimativas daquelas propriedades quando apenas considerados os três vãos superiores.

Por fim, na Tabela 3.21, são resumidos os valores "teóricos" do momento flector ( $M_s$ ) e da tensão longitudinal máxima em flexão ( $\sigma_{fs,L}$ ), associados aos dois conjuntos de 4 painéis ensaiados em duas fases, para o nível de serviço de referência L/200, no vão respeitante aos ensaios à rotura – 1.500 mm.

*Tabela 3.21*: Valores experimentais ( $F_s \in \delta_s$ ) e teóricos ( $M_s \in \sigma_{f_s,L}$ ) dos painéis à flexão para nível em serviço L/200.

Painéis [1.500 mm]		<b>L/200</b> [mm]	<b>F</b> s [kN]	<b>M</b> s [kN.m]	<b>σ</b> <sub>fs,L</sub> [MPa]
Assimétrico	FLn.1–4		24,9	9,3	38,2
	FLn.A–D	7,50	22,6	8,5	34,7
Simétrico	FLn.4		23,8	8,9	36,5

Os valores médios constantes na Tabela 3.21, incluindo os resultantes do ensaio singular no painel FLn.4 (com secção simétrica), teve por objectivo estabelecer ordens de grandeza para relações entre níveis em serviço e na rotura, posteriormente apontadas na análise dos resultados à rotura.

## 3.3.2.5 Apresentação e análise dos resultados do comportamento à rotura

Com esta segunda parte da apresentação dos resultados experimentais, pretende-se analisar o comportamento no estado limite último dos dois painéis ensaiados na 1ª Fase até à rotura: (i) FLn.1, com secção original assimétrica e (ii) FLn.4, com secção modificada simétrica – ambos relativos à 1ª Fase de ensaio. Em primeiro lugar, são apresentadas na Figura 3.80 as curvas *Força – Deslocamento a meio vão*<sup>1</sup>,  $(F - \delta_{l/2})$  obtidas no ensaio de ambos os painéis. Nessas curvas sobrepõem-se ainda os registos experimentais da carga última ( $F_u$ ) e do deslocamento a meio vão na rotura ( $\delta_{l/2,u}$ ), além de se apresentarem estimativas das tensões na rotura bem como os módulos de elasticidade "aparentes", a serem oportunamente referenciados mais à frente.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Deslocamento a meio vão no ponto central da largura do painel –  $\delta_{l/2}$ .

Após um primeiro ciclo de carga – descarga (elástico) até à flecha limite *L*/200, os painéis apresentaram um comportamento praticamente linear até à rotura no segundo ciclo, à excepção do troço final do painel FLn.4, sendo de assinalar a perturbação ocorrida, sensivelmente, a partir de 94% da carga última. Não obstante, as roturas evidenciaram um comportamento frágil, tendo ocorrido de forma bastante abrupta.



*Figura 3.80*: Curvas  $F - \delta_{1/2}$  dos painéis FLn.1 e FLn.4 ensaiados à rotura (1ª Fase).

Para um melhor apoio e interpretação dos resultados e modos observados na rotura, a Tabela 3.22 resume os valores "teóricos" dos esforços e das tensões instaladas nos painéis directamente relacionáveis com os esforços, a par dos registos últimos experimentais. Estes valores foram estimados analiticamente, correspondendo ao momento flector máximo na secção de meio vão  $(M_u)$ , ao esforço transverso máximo em ambos os troços simétricos do painel  $(V_u)$  e ao valor das cargas concentradas na rotura  $(P_u)$ , relacionados com as seguintes tensões máximas, respectivamente:

- Tensão longitudinal última em flexão nas faces extremas dos banzos  $\sigma_{fu,L}$ ;
- Tensão tangencial última no plano das almas  $\tau_{u,LT}$ ;
- Tensão de compressão transversal última nas almas, sob pontos de aplicação das cargas  $\sigma_{cuT}$ .

As tensões foram determinadas com base em conhecidas expressões da teoria da elasticidade e tendo em conta as propriedades da secção transversal em causa. Para as tensões longitudinais máximas ( $\sigma_{fu,L}$ ), nos banzos comprimido e traccionado, foi assumida uma distribuição linear das tensões na altura da secção, simétrica em relação ao eixo de flexão (eixo neutro no centro de gravidade). A tensão tangencial máxima no plano das almas ( $\tau_{u,LT}$ ) foi obtida segundo a teoria do corte em secções flectidas (fluxo rasante), através da relação entre o esforço transverso e a área total das almas, admitindo uma distribuição de tensões uniforme na altura das almas. A tensão de compressão nas almas na direcção transversal ( $\sigma_{cu,T}$ ) foi esti-

mada com base na relação entre as cargas concentradas e a área efectiva de concentração das tensões<sup>1</sup> – superfície efectiva carregada por parede vertical, sob as zonas de aplicação das cargas transversais.

Valores	Experi	mentais		Teóricos				
Painéis	<b>F</b> u [kN]	$\frac{\delta_{1/2,u}}{[\text{mm}]}^{(2)}$	M <sub>u</sub> [kN.m]	<b>σ</b> <sub>fu,L</sub> [MPa]	V <sub>u</sub> [kN]	τ <sub>u,LT</sub> [MPa]	P <sub>u</sub> [kN]	<b>σ<sub>cu,T</sub></b> [MPa]
<b>FLn.1</b> (100%.F <sub>u</sub> )	118,8	29,71	29,7	121,7	59,4	24,8	59,4	19,4
<b>FLn.4</b> (100%.F <sub>u</sub> )	161,1	45,61	40,3	189,2	80,5	33,6	80,5	26,3
<b>FLn.4</b> <sup>(1)</sup> (93,7%.F <sub>u</sub> )	150,9	41,11	37,7	177,2	75,4	31,4	75,4	24,7

Tabela 3.22: Valores experimentais e valores teóricos estimados na rotura em flexão dos painéis FLn.1 e FLn.4.

<sup>(1)</sup> FLn.4 - resultados imediatamente antes da perturbação, precedente à rotura última.

<sup>(2)</sup> FLn.4 – existência de registo dos deslocamentos a terços do vão até ao limite L/200 (oportunamente referidos).

Embora estas grandezas teóricas tenham sido estimadas analiticamente, e de forma simplificada, a ordem dos valores obtidos pretendeu correlacionar os modos de rotura observados nos painéis com a resistência última do material obtida experimentalmente nos ensaios de caracterização mecânica. Subsequentemente, a análise procurou também estabelecer correspondência entre as roturas ocorridas e os modos mais frequentes em painéis de laje sob flexão, quer por resistência material quer por instabilidade, nomeadamente: roturas por limite de resistência longitudinal e ao corte, instabilidade local por compressão no plano das paredes laminadas, esmagamento localizado e encurvadura local das paredes verticais.

Considerando a capacidade última na rotura final, o valor mais elevado foi registado no painel com secção simétrica (FLn.4) – 35% superior à carga última registada no painel de referência (FLn.1) – correspondendo a um aumento da flecha de 53% (L/50 a L/33). No entanto, não considerando o acréscimo da capacidade resistente no painel FLn.4, após perturbação a 94% de  $F_u$ , a diferença entre cargas de rotura decresce para 27% (38%, entre deslocamentos). De facto, a rotura parece ter ocorrido para o valor de 151 kN, justificando-se aquela capacidade final por alguma acomodação do painel entre sistemas de apoios e de carregamento, responsável por redistribuir as cargas de um modo distinto ao encaminhamento seguido no painel até esse nível de perturbação, *vd*. Fig. 3.80.

As Figuras 3.81 e 3.82 ilustram os painéis FLn.1 e FLn.4, respectivamente, após roturas. Conforme destacado atrás, a rotura final do painel FLn.4 foi de tal ordem brusca que, embora de impossível ilustração, se pode descrever por um ressalto completo do painel até uma altura bastante considerável, pro-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Superfície projectada na secção de corte horizontal das almas – produto do comprimento efectivo carregado sobre as almas (90 mm, largura efectiva do perfil tubular de distribuição das cargas 100×100×6) com a largura (4 mm, espessura das almas).

jectando com violência alguma da aparelhagem envolvida no ensaio para zona exterior. Em ambos os painéis as roturas parecem ter sido devidas a uma combinação de efeitos, resultante de estados de tensão multi-axiais instalados nas paredes dos painéis. Embora de carácter repentino, pode depreender-se que as roturas terão sido iniciadas pelo desenvolvimento de fissuração longitudinal, por corte rasante nas zonas das ligações banzo-alma. Subsequentemente à perda de resistência nessas uniões, ter-se-ão seguido esmagamentos localizados nas almas, sob o ponto de carga, com enrugamento do material, conduzindo à delaminação do banzo superior e consequente separação final dos nós superiores.



Figura 3.81: Painel FLn.1 após rotura última final.

Figura 3.82: Painel FLn.4 após rotura última final.

Os fenómenos acima descritos foram mais pronunciados sobre o painel com a secção tubular simétrica (FLn.4), onde a rotura ocorreu precisamente de uma forma uniforme ao longo de toda a largura da secção (com rotura em todas as almas). Em relação ao painel FLn.1, a definição assimétrica da sua secção foi responsável por conduzir inicialmente a rotura sobre uma zona preferencial – junto à aba de ligação de extremidade, disposta inferiormente tendo em conta a orientação do painel flectido. Por último, próximo da mesma área crítica de aplicação da carga, o banzo superior "instabilizou" localmente por flexão em uma semi-onda, com separação total da ligação superior banzo-alma.

O descritivo presente nas Figuras 3.83 e 3.84 permite apoiar uma observação mais detalhada das zonas claramente mais afectadas, associadas a uma das zonas de aplicação do carregamento, após colapso dos painéis FLn.1 e FLn.4, respectivamente. Porém, importa desde já destacar, que as observações experimentais efectuadas neste ponto apenas poderão ter uma compreensão mais conclusiva sobre os estados de rotura instalados nos painéis, com base nas formulações analíticas e modelações numéricas desenvolvidas para o efeito, na parte final do presente capítulo (*§3.3.4* e *§3.3.5*). Naqueles estudos dar-se-á um particular destaque à susceptibilidade aos fenómenos de instabilidade, como a encurvadura local dos banzos e das almas. Face aos níveis das tensões longitudinais máximas em flexão – inferiores a 50% da capacidade resistente do material, pode presumir-se que as ondas visíveis no banzo superior (FLn.1) poderão ter sido resultado de um efeito de "pseudo encurvadura" consequente da separação total entre paredes nas uniões banzo-alma, numa fase última caracterizada por grandes deslocamentos.



*Figura 3.83*: Pormenores da rotura no painel FLn.1, na zona próxima da aba de extremidade inferior, sob o ponto de carga: (a) fendilhação longitudinal no nó superior de extremidade; (b) delaminação e corte da alma extrema e (c.1) fendilhações por corte a  $\pm 45^{\circ}$  na alma próxima com (c.2) separação da ligação banzo-alma.



*Figura 3.84*: Pormenores da rotura no painel FLn.4: (a) vista geral em corte na zona próxima do apoio; (b) delaminação total do banzo superior; (c) separação da ligação banzo-alma; (d) esmagamento da alma; (e) corte das almas; (f) enrugamento e delaminação da alma e (g) roturas nas uniões banzo-alma.

Atendendo às estimativas das tensões instaladas na rotura, pode verificar-se que as tensões de corte "teóricas" na alma, em ambos os painéis (valor médio de 30 MPa), são bastante próximas ou mesmo superiores às tensões de corte interlaminar do material, sobretudo da alma (29 MPa, *cf*. Tabela 3.7). Embora estas tensões não correspondam exactamente ao mesmo estado de tensão tangencial, faz-se

notar para os limites de resistência ao corte que parecem terem sido condicionantes, pelo menos, nos estados iniciais da rotura. Esta assumpção sai reforçada quando aqueles limites de corte são comparados com os de resistência longitudinal ou mesmo de esmagamento local das almas (i.e., relações entre tensões teóricas actuantes e resistentes longitudinais e de compressão transversal).

Pode ainda constatar-se uma certa consistência entre os modos de rotura por compressão transversal observados nos módulos celulares (sob compressão pura, cf. §3.2.3.2) e as roturas por esmagamento ocorridas nas almas dos painéis, com fendilhação e enrugamento do material ao longo da sua direcção longitudinal (em zona inferior da alma). Embora não sejam directamente relacionáveis as respectivas estimativas das tensões de compressão, face à escala da secção (3 para 8 almas) e solicitação (compressão para flexão), será expectável que o esmagamento localizado das almas tenha igualmente influenciado, de forma significativa, a sucessão de fenómenos que conduziram à rotura última final.

Nas Figuras 3.85 e 3.86 são apresentados os diagramas Momento – Extensão longitudinal,  $(M - \varepsilon_L)^1$ , obtidos a partir das leituras dos extensómetros, respectivos a cada um dos painéis, dispostos longitudinalmente em ambas as faces superior ( $\mathcal{E}_1 \in \mathcal{E}_2$ ) e inferior ( $\mathcal{E}_4 \in \mathcal{E}_5$ ) na secção de meio vão dos painéis. Estas evoluções gráficas mostram, igualmente, o comportamento linear que os painéis apresentaram até atingirem a rotura, sendo que o último registo no gráfico da Figura 3.86 (FLn.4) diz respeito ao ponto de "perturbação" atrás identificado, para um momento aplicado correspondente a 93,7% do momento último no colapso final do painel. Foi também sensivelmente a partir deste ponto que deixou de ser possível obter leituras nalguns extensómetros, nomeadamente os colados no banzo inferior.



*Figura 3.85*: Diagrama  $M - \varepsilon_L^{-1}$  na secção de meio vão *Figura 3.86*: Diagrama  $M - \varepsilon_L^{-1}$  na secção de meio vão do painel assimétrico FLn.1 (até 100% de M<sub>u</sub>).

do painel simétrico FLn.4 (até 93,7% de Mu).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Simbologia gráfica simplificada, por omissão dos índices L (longitudinal) e 1/2 (meio vão).

De ambos os diagramas das Figuras 3.85 e 3.86, pode reparar-se que os pares de valores das extensões longitudinais em cada face dos banzos foram relativamente consistentes entre si, podendo identificar-se desvios máximos (absolutos) entre eles de 0,5% e 0,8% no painel FLn.1 e FLn.4, respectivamente. As leituras destes pares de extensómetros, afastados entre si de 210 mm, reflectem uma tendência para uma deformação menos uniformizada no painel assimétrico do que no simétrico ao longo das suas respectivas larguras da secção em causa. Tal facto foi resultado natural da própria tipologia diferenciada da secção tubular. Enquanto no painel simétrico as extensões longitudinais sobre cada um dos banzos foram bastante concordantes, começando apenas a divergir a partir de 60% do nível de carga, no painel assimétrico essa variação de deformação tomou algum significado logo desde o início do carregamento.

Interessa também comparar as leituras das extensões longitudinais nas fibras extremas dos banzos com as respectivas estimativas máximas ( $\mathcal{E}^{Teo}_{sup}$  e  $\mathcal{E}^{Teo}_{inf}$ ), obtidas da relação *Deformação – Deslocamento* para flexão elástica linear (pura)<sup>1</sup>, assumindo os pressupostos de homogeneidade do material e de uniformidade das suas propriedades. Com base nos deslocamentos medidos na secção de meio vão ( $\delta_{I/2}$ ), a "simetria" das extensões (compressão/tracção) é uma função do vão (L = 1.500 mm) e da altura da secção (h = 75 mm) dos painéis. Os resultados podem ser consultados igualmente nas Figuras 3.85 e 3.86.

As deformações teóricas são sempre superiores às experimentais, em que a maior variação se reflecte nas extensões relativas ao banzo inferior em tracção para o painel FLn.1 e, inversamente, ao banzo superior em compressão para o painel FLn.4. Pode interpretar-se a causa para estas diferenças como sendo devidas ao espessamento diferencial dos banzos daqueles painéis: banzo mais espesso – FS na face inferior no painel FLn.1 e na face superior no painel FLn.4, *cf*. Tabela 3.18. Para além disso, determinada restrição instalada entre os pontos de carga, imposta pelo próprio sistema de distribuição do carregamento, pode ter provocado aquelas variações nas deformações dos laminados.

Comparando as extensões longitudinais do banzo superior ( $\varepsilon_1 e \varepsilon_2$ ) com as do banzo inferior ( $\varepsilon_4 e \varepsilon_5$ ), em correspondência quanto às suas posições longitudinais (f, frontal e t, tardoz), pode verificar-se igualmente uma convergência assinalável entre registos, significando isso uma proximidade entre deformações em compressão e em tracção nas fibras extremas dos banzos na secção central. Nesse sentido, de forma a complementar a análise, são apresentadas nas Figuras 3.87 e 3.88 as distribuições das extensões médias longitudinais (por par de registos,  $\varepsilon_{1-2}^{méd}$  e  $\varepsilon_{4-5}^{méd}$ ) na altura da secção de meio vão, em teoria submetida a flexão pura. Para cada uma das secções dos painéis, a linha neutra (LN) foi obtida progressivamente para vários níveis de carga segundo uma lei de distribuição linear, tendo apenas em conta os valores conhecidos da deformação nas fibras extremas dos banzos (*i.e.*, distribuição visível na zona celular vazia).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Flexão pura (troço central entre pontos interiores de carga):  $\varepsilon_{L,1/2}^{Teo} = \frac{108}{23} \cdot \left(\frac{h}{L_{\perp}^2}\right) \cdot \delta_{1/2}$ 

Tendo em conta a média das extensões obtida sobre cada uma das faces dos painéis, as linhas neutras resultantes atingiram para o nível de carga última  $(100\%.M_u)$  uma distância de -3,6 mm e +2,7 mm, respectivamente, abaixo e acima do eixo de gravidade da secção dos painéis FLn.1 e FLn.4.

Perante a altura total da secção, aqueles desvios ao baricentro podem ser considerados relativamente reduzidos (inferiores a 5% da altura) que, na prática, acabam por traduzir a relativa consistência das extensões lidas em ambos os banzos. Porém, é reconhecido que se tratam de secções material e geometricamente não puramente simétricas. Os "diferenciais" apontados para as linhas neutras parecem seguramente estar mais associados à heterogeneidade geométrica verificadas sobre os banzos, do que propriamente a uma desigualdade entre a rigidez axial à compressão e à tracção. Aliás, a disparidade geométrica relativa à espessura dos banzos, também, associada ao modo como foram dispostos os painéis submetidos em flexão, *cf.* Tabela 3.18, permite corroborar o alongamento mais elevado nas fibras superiores do que o encurtamento nas fibras inferiores na rotura do painel FLn.1 (banzo FS na face inferior) – e *vice-versa* para o painel FLn.4 (banzo FS na face superior).



*Figura 3.87*: Distribuição das extensões axiais longitudinais na altura da secção do painel FLn.1.

*Figura 3.88*: Distribuição das extensões axiais longitudinais na altura da secção do painel FLn.4.

Embora sem um conhecimento fidedigno sobre as propriedades do material à compressão, a resistência similar obtida na caracterização do material para ambas as solicitações axiais, (*cf.* Tabela 3.7), pode indiciar uma tendência semelhante para os módulos de elasticidade, não sendo expectável diferenças consideráveis entre eles. Nesse contexto, a geometria diferenciada das paredes dos banzos parece ter exercido uma influência mais significativa sobre o comportamento da secção que uma presumível diferença entre as propriedades daquelas paredes flectidas na sua direcção principal longitudinal. Além disso, esta interpretação sai reforçada quando se confronta os valores médios das extensões com os teóricos, relativos às duas faces dos banzos, *i.e.*, aproximação das deformações em compressão para o painel FLn.1 e em tracção para o painel FLn.4, respectivamente – afastamento das deformações na ordem inversa. Por fim, faz-se notar que os eixos neutros em ambas as secções se mantiveram, sensivelmente, na mesma posição com a evolução do carregamento. A excepção diz respeito à secção simétrica (FLn.4) onde, precisamente, a partir do nível de perturbação assinalado (94%. $M_u$ ), a deformação decresceu significativamente na zona traccionada, conduzindo à inversão da linha neutra relativamente ao eixo de gravidade (de +2,7 mm para -5,2 mm), *vd*. Fig. 3.88. Tal como verificado atrás na evolução  $F - \delta$ , relativa ao último troço da curva do comportamento – Fig. 3.80, também as extensões registadas na vizinhança daquele nível crítico de carga parecem justificar uma rotura efectiva do painel FLn.4 para uma carga aproximada de 151 kN – 5% inferior à carga máxima registada no colapso final. Ao rápido decréscimo das extensões no banzo inferior pode associar-se o esmagamento do material das almas, nas zonas próximas das ligações inferiores banzo-alma. A partir de 95% de  $M_u$ , as extensões foram consideradas sem significado. A remanescente capacidade mecânica do painel, em iminência do colapso final, parece ter resultado de algum ajustamento do painel responsável por conduzir ao seu colapso bastante abrupto ("explosivo").

Relativamente às extensões registadas na direcção secundária, as Figuras 3.89 e 3.90 mostram, para cada um dos painéis, os diagramas *Momento – Extensão transversal*,  $(M - \varepsilon_T)^1$ , obtidos a partir das leituras dos extensómetros colados nas superfícies dos banzos – superior ( $\varepsilon_3$ ) e inferior ( $\varepsilon_6$ ), nas respectivas secções de meio vão, *cf*. Figs. 3.67 a 3.69.







No diagrama relativo ao painel simétrico – Fig. 3.90, são ainda sobrepostas as evoluções associadas aos 2 extensómetros posicionados nas almas de extremidade ( $\mathcal{E}_7^W$ , *tardoz* e  $\mathcal{E}_8^W$ , *frente*), numa secção muito próxima de uma linha de carga (*cf.* Fig. 3.69), por sinal coincidente com a zona onde se verificou a rotura.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Simbologia gráfica simplificada, por omissão dos índices T (transversal) e 1/2 (meio vão).

Em ambos os painéis, as extensões transversais em cada um dos banzos mostram uma boa concordância com os respectivos pares das extensões longitudinais registadas, tendo também em conta o comportamento característico de cada tipo de painel em flexão, associado quer à variabilidade da espessura dos banzos quer ao modo de disposição dos painéis flectidos. Realça-se, porém, a deformação por tracção relativamente reduzida no banzo superior do painel FLn.4, cuja diferença para a extensão homóloga no banzo inferior atinge um diferencial de 1,3%. Esta variação pode ter sido devida ao efeito de compressibilidade transversal sofrido na secção simétrica, conforme captado na simulação numérica efectuada à frente. No entanto, os rácios entre as grandezas das extensões transversais e longitudinais são, de igual modo, bastantes razoáveis nos dois painéis, tal como se mostra de seguida com base nos coeficientes de Poisson.

Em relação às extensões registadas na direcção transversal das almas extremas (*vd.* Fig. 3.90), pode depreender-se uma rotura do painel simétrico sucedida de forma mais condicionada pela zona tubular no *tardoz* do painel. Ainda que, após colapso final, tenham sido observadas roturas num modo mais ou menos uniforme em toda a largura da secção, a deformação mais elevada na alma de extremidade ( $\varepsilon_7^W$ ), naquela zona *recuada*, parece ser mais consistente com os danos registados na ligação imediata banzo-alma que os verificados na extremidade oposta. De facto, comparando ambas as zonas próximas da secção de aplicação da carga, foi na primeira (*tardoz*) onde se concentrou o maior dano visível, com elevada delaminação do banzo superior, corte e esmagamento acentuado do material das almas, *cf.* Fig. 3.82.

Com base em relações (constitutivas elástico lineares) entre as extensões transversais e os pares de valores médios das extensões longitudinais ( $\varepsilon_3/\varepsilon_{1-2}^{méd}$  e  $\varepsilon_6/\varepsilon_{4-5}^{méd}$ ), foram estimados os coeficientes de Poisson no plano dos banzos ( $v_{LT}$ ), sob correspondência das extensões afectas a cada uma das paredes laminadas. As Figuras 3.91 e 3.92 mostram as evoluções dos coeficientes em função do momento aplicado, ( $v_{LT} - M$ ), associadas a cada uma das faces superior e inferior dos painéis FLn.1 e FLn.4, respectivamente.



*Figura 3.91*: Diagrama  $v_{LT} - M$  na secção de meio vão do painel assimétrico FLn.1.

*Figura 3.92*: Diagrama  $v_{LT} - M$  na secção de meio vão do painel simétrico FLn.4.

Note-se que em ambas as Figuras 3.91 e 3.92, são ainda apresentados os valores médios ( $v_{LT}^{med}$ ) assumidos no intervalo do momento flector aplicado correspondente aos limites de deslocamento entre L/500 e L/200. Conforme se pode observar dos últimos gráficos apresentados, as evoluções dos coeficientes de Poisson em cada um dos banzos dos dois painéis são bastantes concordantes, quer entre si quer com as respectivas extensões transversais e longitudinais. Pode reparar-se que em ambos os painéis o andamento do coeficiente para o banzo superior (FS) é sempre menor ao do banzo inferior (FI). A este facto pode associar-se a hipótese das restrições introduzidas pelo sistema de distribuição da carga entre pontos de carga. Porém, em termos médios, constata-se um valor bastante consistente – 0,26, relativamente próximo do obtido para os laminados dos banzos nos ensaios de caracterização do material (0,30). A menor constância do coeficiente estimado no painel FLn.4 é consequência da extensão transversal registada no banzo inferior que, sensivelmente a 60% da carga última, apresentou uma tendência contrária à esperada.

≻ Comparativo entre parâmetros de rigidez e resistência – Por intermédio dos mesmos registos extensométricos, é possível determinar parâmetros de rigidez efectiva em flexão longitudinal e, por conseguinte, quantificar a contribuição do corte na deformação total dos painéis, mediante as respectivas relações entre módulos de elasticidade aparentes e efectivos. Nesse sentido, foram obtidas as curvas *Momento – Curvatura*,  $(M - \chi)$ , para cada painel na sua secção de meio vão, tendo as curvaturas sido calculadas a partir da diferença entre os valores das extensões longitudinais nos banzos superior e inferior da secção central, *vd*. Fig. 3.93.



Figura 3.93: Curvas  $M - \chi$  dos painéis FLn.1 e FLn.4 ensaiados em flexão até à rotura.

Fazendo uso da regressão linear das curvas (igualmente entre pontos correspondentes às flechas L/500 e L/200), obtiveram-se os seguintes módulos de elasticidade "efectivos", tendo em consideração a formulação de viga subjacente à flexão a 4P:  $E_{ef}$  = 35,2 GPa – painel FLn.1 e  $E_{ef}$  = 34,6 GPa – painel FLn.4. Foram também obtidos os módulos de elasticidade "aparentes", tal como identificados no gráfico inicial da Figura 3.80, com base nas respectivas curvas  $F - \delta_{1/2}$ :  $E_{ap} = 28,3$  GPa – painel FLn.1 e  $E_{ap} = 31,1$  GPa – painel FLn.4. Faz-se notar que as propriedades de flexão integradas no modelo de viga foram de acordo com as geometrias reais das secções dos painéis assimétrico e simétrico. Relativamente à rigidez "aparente", pode reparar-se numa diferença considerável do módulo de elasticidade do painel FLn.4 (31,1 GPa), quando comparado ao obtido do ensaio em serviço (28,5 GPa), sob as mesmas condições experimentais e geométricas do painel. De facto, em detalhe sobre o gráfico da Figura 3.72 percebe-se uma tendência ("natural") crescente da rigidez logo num troço inicial da curva  $F - \delta_{1/2}$ . Por seu turno, no painel FLn.1 assinala-se a boa concordância entre os módulos "aparentes" (diferença de 2%). Da rigidez "efectiva" derivada da forma acima descrita sobressaem módulos  $E_{ef}$  bastante similares, *vd*. Fig. 3.93.

Os módulos de elasticidade agora obtidos para flexão a 4P representam na deformação total um efeito da parcela do corte de 20% e 10%, respectivamente, no painel FLn.1 e FLn.4. Esta diferença nas contribuições reside na presumível "excessiva" rigidez aparente do painel FLn.4. Para o vão em causa (1.500 mm), pode efectuar-se um comparativo com as contribuições estimadas com base nas metodologias da EN 13706:2002 [3.21] globalmente pelo conjunto de 4 painéis nas duas fases do ensaio. Enquanto a primeira de 20% associa-se uma influência similar à quantificada na  $2^{a}$  Fase – 21% (série de 5 vãos, vd. Tabela 3.20), a segunda de 10% aproxima-se do efeito estimado na 1ª Fase – 11% (série de 3 vãos, vd. Tabela 3.19). Apesar de poder fazer mais sentido exercer este comparativo com os resultados da 1ª Fase, uma vez que os ensaios à rotura foram conduzidos para o mesmo sistema de apoios que o utilizado na 1<sup>a</sup> Fase (rótulas cilíndricas), reitera-se a maior consistência dos parâmetros de rigidez resultantes do ensaio em 2ª Fase. Nesse sentido, pode reforçar-se a validade das leituras dos extensómetros e respectivas curvaturas das secções centrais dos painéis em flexão a 4P. Estas permitiram estimar contribuições por corte, relativizadas por rácios entre módulos, próximas das derivadas de um conjunto de parâmetros de rigidez em flexão a 3P numa ampla gama de vãos e conjunto de painéis. Atendendo individualmente aos módulos efectivos, o valor médio de 35,0 GPa, superior ao aferido com base na metodologia gráfica (31,4 GPa, valor médio global), pode ser facilmente entendido não só pela diferença entre sistemas de apoios inerentes aos ensaios envolvidos, mas sobretudo pela variante da solicitação em flexão. Além disso, conforme referido, o modo de flexão a 4P pode ter influenciado a rigidez do painel, por motivo das restrições impostas entre secções de aplicação da carga.

No painel simétrico FLn.4, foram ainda monitorizados os deslocamentos nas secções de aplicação do carregamento ( $\delta_{l/3}$  e  $\delta_{2/3}$ ), até um deslocamento próximo de L/200. Até este limite, a evolução daqueles deslocamentos a terços do vão foi praticamente simétrica relativamente ao deslocamento de meio vão ( $\delta_{l/2}$ ) – diferencial constante de 12,5% (máximo de 0,87 mm). Na Figura 3.94 mostra-se o conjunto daquelas três curvas  $F - \delta$ , registadas em simultâneo até ao limite L/215. Com base no estado de flexão "pura" a 4P, o

diferencial de deslocamentos ( $\Delta\delta$ ) permitiu estimar evolutivamente ambos os módulos de elasticidade efectivos ( $E_{ef} \in G_{ef}$ ), com base numa metodologia gráfica função da carga (F). Aplicando as Eqs. (3.12), foi possível representar graficamente o andamento das constantes elásticas recorrendo aos valores conhecidos do deslocamento central ( $\delta_{I/2}$ ) e da média dos deslocamentos extremos ( $\delta_{I/3}^{med}$ ), vd. Fig. 3.95.

Módulo de elasticidade efectivo

Módulo de distorção efectivo

$$E_{ef} = \frac{L^{3}}{432 \cdot I} \cdot \frac{F}{\left(\delta_{1/2} - \delta_{1/3}^{med}\right)} \dots G_{ef} = \frac{L}{2 \cdot A_{W}} \cdot \frac{F}{\left(23 \cdot \delta_{1/3}^{med} - 20 \cdot \delta_{1/2}\right)}$$
(3.12)

Os três parâmetros *L*, *I* e  $A_W$  que intervêm nas Eqs. (3.12) mantêm o mesmo significado, antes definido, respectivamente: (i) vão do painel, (ii) momento de inércia em torno do eixo de menor inércia e (iii) área total das paredes verticais da secção. Devido à proximidade entre os registos das flechas  $\delta_{1/2}$  e  $\delta_{1/3}/\delta_{2/3}$ , (*i.e.*, sob variações diferenciais muito diminutas), procurou-se ter alguma preocupação na avaliação dos módulos "efectivos", cujas grandezas foram sensíveis às variações presentes nos denominadores das respectivas Eqs. (3.12). Na prática, optou-se por fixar valores médios num dado intervalo de carga, que fosse representativo de uma maior invariabilidade daquelas propriedades. O facto de não terem sido apresentados na Figura 3.95 as evoluções das constantes para níveis menores da carga prendeu-se com a sensibilidade mencionada às medições das flechas que, em geral, foi muito significativa para os resultados (instáveis) dos troços preliminares.



*Figura 3.94*: Curvas  $F - \delta(\delta_{1/3}, \delta_{1/2}, \delta_{2/3})$  do painel FLn.4 até ao limite de flecha central L/215.

*Figura 3.95*: Constantes elásticas "efectivas"  $(E_{ef} \in G_{ef})$  obtidas para o painel FLn.4.

Os valores estimados para os módulos de elasticidade e de distorção "efectivos" encontram-se num intervalo de valores esperado, tendo em conta os calculados pelas abordagens anteriores. Ambos os módulos mantêm a tendência de uma rigidez elevada para o painel FLn.4. O valor de 36,6 GPa do módulo  $E_{ef}$  é relativamente superior ao determinado com base nas curvas  $M - \chi$  (34,6 GPa), de onde agora resulta uma contribuição do corte mais próxima da estimada globalmente na gama dos 5 vãos ensaiados em serviço (2ª Fase). Faz-se notar que este valor do módulo  $E_{ef}$  poderia ser igualmente correspondido aplicando no modelo de viga<sup>1</sup> a regressão linear da relação *Força – Deslocamento diferencial*, curvas  $F - \Delta \delta$ , no intervalo correspondente. Em relação ao módulo  $G_{ef}$ , o valor de 3,4 GPa enquadra-se na gama de valores derivados nas duas fases dos ensaios em serviço (2,6 GPa – 2ª Fase). Porém, será expectável que ambas as propriedades possam sofrer alterações dos valores para níveis de carga em serviço mais elevados. Não obstante, os rácios anisotrópicos individuais ao painel FLn.4 (submetido até à rotura) mantêm-se igualmente próximos dos, então, obtidos globalmente de um conjunto de 4 painéis segundo as metodologias gráficas normativas (entre 10 a 12).

Por fim, importa estabelecer relações entre os níveis resistentes atingidos na rotura e os níveis de carga em serviço para o limite de deformabilidade L/200. Tendo em consideração os níveis médios em serviço, resumidos anteriormente na Tabela 3.21, podem apontar-se factores bastante elevados – entre 5 a 7 relativamente à rotura última. Tal como é geralmente reconhecido, nos elementos pultrudidos de GFRP, facilmente se percebe pela ordem de grandeza contabilizada que o dimensionamento dos painéis multicelulares é condicionado pela deformabilidade em ELS. É ainda de referir o carácter subjectivo de algumas interpretações efectuadas neste *§3.3.2* sobre os resultados dos ensaios à rotura, associadas à falta de uma dada ordem de comparação no que respeita aos aparelhos de medida, sobretudo à extensometria, somente utilizada em dois painéis – FLn.1 (*referência*) e FLn.4 (*modificado*).

#### 3.3.3 ENSAIOS DINÂMICOS EM FLEXÃO

O estudo da utilização do material pultrudido como pavimento em tabuleiros de pontes pedonais deve ser complementado com análises dinâmicas, cujo comportamento à vibração se prevê de sobeja importância, sobretudo do ponto de vista do conforto dos utilizadores. Nesta subsecção é descrita a campanha experimental de uma série de ensaios dinâmicos em flexão, realizados no LERM do IST nas duas tipologias de painel multicelular – *referência* e *híbrido*, com o objectivo de caracterizar e avaliar as respectivas respostas dinâmicas, no domínio do comportamento à vibração. Em primeiro lugar são resumidos os objectivos e os princípios subjacentes ao ensaio – \$3.3.3.1, seguindo-se no \$3.3.3.2 os procedimentos experimentais adoptados no ensaio. Por último, são apresentados e analisados os resultados tendo por base a identificação das principais propriedades dinâmicas dos painéis – \$3.3.3.3.

## 3.3.3.1 Objectivos e princípios do ensaio

Este ensaio teve por objectivo caracterizar o comportamento dinâmico dos painéis em flexão (à escala real), na direcção longitudinal – pultrusão, no que concerne às seguintes considerações:

 $<sup>^{1}</sup> E_{ef} = \frac{1}{432} \cdot \left(\frac{\varDelta \cdot L^{3}}{I}\right)$ 

em que,  $\Delta$  representa a regressão linear do troço da curva  $F - \Delta \delta$  no intervalo correspondente.

- Caracterizar o comportamento dinâmico para várias configurações de vão;
- Identificar experimentalmente as principais propriedades dinâmicas, nomeadamente as frequências de flexão e de torção e o amortecimento modal;
- Avaliar o efeito da hibridização do painel na resposta e características dinâmicas;
- Comparar os níveis de rigidez dos regimes de solicitação estático e dinâmico, cf. §3.3.4.1;
- Permitir a calibração e validação de modelos numéricos, *cf.* §3.3.4.2.

A caracterização dinâmica dos painéis foi assegurada pela realização de um vasto conjunto de ensaios em dois painéis singulares (designação FDn/c.#)<sup>1</sup>, diferenciados pela configuração do seu núcleo: (i) FDn.1 – simples / referência, com o núcleo vazio e (ii) FDc.2 – híbrido, com o núcleo preenchido em espuma rígida expansível (Pu). Estes painéis corresponderam aos utilizados nos ensaios estáticos, respectivamente – FLn.2 e FLc.5, os quais foram naturalmente utilizados antes de qualquer ensaio destrutivo. Tal como nos ensaios estáticos, os painéis foram apoiados em modelo de laje simplesmente apoiada em dois bordos, de modo a serem induzidos à vibração transversal em flexão a 3P. Os ensaios consistiram na excitação dos painéis através de indução e percussão particular (excitação controlada) provocando vibrações transientes. Foram registadas as acelerações verticais ao longo do tempo, cujos sinais digitalizados foram alvo de processos de determinação das estimativas espectrais em causa.

# 3.3.3.2 Procedimentos experimentais

As 2 tipologias de painel foram submetidas a excitações para uma gama de 3 vãos de ensaio: 1.500 mm, 2.000 mm e 2.400 mm, idêntica à admitida nos ensaios estáticos em serviço (1ª Fase), tal como a configuração do sistema de suporte por rótulas cilíndricas, *cf*. Figs. 3.66 (a) e (b). Além disso, as zonas dos apoios foram ainda grampeadas nas suas extremidades de forma a evitar o ressalto do painel ou vibrações indesejáveis durante a aplicação das excitações envolvidas, *vd*. Fig. 3.96. No entanto, refere-se que o grampeamento instalado nos apoios poderá ter exercido um certo efeito de restrição à torção do painel.



Figura 3.96: Esquema geral do ensaio dinâmico: (a) par de acelerómetros e (b) grampos de fixação.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> FD – tipo de carregamento: F (*flexural*) e natureza da solicitação: D (*dynamic*); n/c – variante do núcleo: n (*no*) / c (*core*).

Na Figura 3.96 pode observar-se o esquema geral utilizado para os diversos ensaios dinâmicos realizados, contíguo a um pormenor de fixação (por grampo) do painel à chapa do apoio rotulado.

a) **Processo de excitação** – a vibração dos painéis, como efeito da sua excitação, foi conseguida de dois modos distintos:

- (i) Vibração devida a um campo de velocidades iniciais, através de impacto sobre o painel, por aplicação na secção de meio vão de uma pancada de punho – (i.1) centrada e (i.2) excêntrica. Enquanto a primeira pancada teve por objectivo identificar as propriedades em flexão, a excêntrica junto às extremidades de ligação (10 cm) teve por finalidade captá-las sob torção.
- (ii) Vibração devida à imposição de um deslocamento inicial, por libertação do painel de uma posição deformada, na secção de meio vão, mediante desprendimento repentino de um peso de 20 kgf suspenso por um cabo. A posição deformada correspondeu a um deslocamento aproximadamente constante, ao longo de toda a largura da secção do painel, imposto pela passagem do cabo na face superior do mesmo, sendo cortado no lado inferior.

Ambas as formas de vibração (i) e (ii) originaram uma resposta exclusivamente transitória, podendo ser consideradas vibrações em regime livre, em que os painéis foram excitados para além dos níveis que seriam observados em condições normais de vibração ambiente.

**b**) **Instrumentação e registo de sinal** – para a medição das vibrações verticais foram utilizados dois acelerómetros (A1 e A2)<sup>1</sup>, posicionados a 5 cm das abas de extremidade da secção de meio vão. Ambos os acelerómetros foram associados a condicionadores de sinal da marca Bruel & Kjaer (modelo 2635), sendo a precisão do conjunto de 0,01 m/s<sup>2</sup>. A aquisição dos sinais foi realizada de modo a traduzir a resposta em aceleração e, nalguns casos, em deslocamento. O registo dos valores dos aparelhos de medida foi realizado em PC, com recurso a uma unidade de aquisição de dados de 8 canais, da marca HBM (modelo MX840). A leitura dos sinais foi realizada durante cerca de 30 a 60 segundos, para um registo de aquisição a uma taxa de digitalização de 600 Hz (leituras por segundo).

Perante a quantidade de registos recolhidos, exemplifica-se nas Figuras 3.97 e 3.98 duas aquisições de sinal referentes aos dois painéis, para o vão de 1.500 mm, ambos excitados por meio de pancada centrada. Os restantes registos podem ser consultados na *Ref.*<sup>a</sup> [3.22], cujo trabalho no presente âmbito foi realizado em co-autoria. Importa sublinhar que a taxa de digitalização foi seleccionada de maneira a que a respectiva discretização do sinal (0,0017 segundos) conduzisse a uma melhor aproximação dos resultados numa análise efectuada no domínio da frequência, tendo em conta o reduzido intervalo face às elevadas frequências esperadas. Por sua vez, a digitalização facilitou o posterior processamento digital do sinal por meio de processos numéricos adequados ao tipo de excitação em causa (transiente).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Acelerómetros: A1 – marca Bruel & Kjaer (modelo 4379) e A2 – marca Endevco (equivalente).



*Figura 3.97*: Registo da aceleração no painel FDn.1. *Figura 3.98*: Registo da aceleração no painel FDc.2.

Cada variante de ensaio foi repetida 5 vezes, em termos de vão e modo de excitação (três formas), perfazendo um total de 45 registos por painel. Da globalidade da actual campanha, considerando os registos em aceleração, foram obtidos 90 registos dos ensaios dinâmicos, além de, pontualmente, outros em deslocamento para confirmação dos obtidos em aceleração.

## 3.3.3.3 Apresentação e análise dos resultados da caracterização dinâmica

Embora não se apresente a extensa lista das vibrações registadas, foi possível constatar que os picos máximos de vibração em aceleração no painel simples (FDn.1) foram, na sua generalidade, ligeiramente inferiores aos correspondentes no painel híbrido (FDc.2), *vd*. Fig. 3.97 e 3.98, pese embora não se ter garantido uma mesma intensidade de aplicação da carga nas diferentes variantes de ensaio.

O tratamento do sinal no domínio do tempo foi processado com base em procedimentos reconhecidos do âmbito da teoria do Processamento Digital de Sinal, o que permitiu obter estimativas espectrais no domínio da frequência derivadas do sinal discreto [**3.93**]. Desse modo, foram implementadas as transformadas rápidas de Fourier (FFT)<sup>1</sup>, cujos registos de sinal, por via individual de cada acelerómetro, foram combinados na média e diferença de forma a procurar identificar-se, respectivamente, as funções de resposta à flexão e à torção – doravante, designados de 1º modo e 2º modo. Como amostragem daquele tratamento de sinal, as Figuras 3.99 e 3.100 representam as curvas resultantes em termos do valor espectral em função da frequência, ( $S_a - f$ ), para os dois painéis, somente na variante – vão de 1.500 mm e libertação do peso a meio vão. Sobre os mesmos gráficos exemplificativos encontram-se identificadas as primeiras frequências associadas à combinação média e diferencial das acelerações.

Uma vez degeneradas as duas funções de resposta em frequência (esperadas para modos distintos), associadas a cada uma das três formas de excitação, as propriedades dinâmicas dos painéis podem ser identi-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> FFT – do inglês, *Fast Fourier Transform*.

ficadas sobre cada uma delas, com base no método da amplitude do pico como se de um oscilador de um grau de liberdade se tratasse **[3.94]**. Por conseguinte, a aplicação do método integrou os seguintes passos:

- Determinação da frequência circular, f (Hz), do modo em causa, através do pico da respectiva função de resposta, S<sub>a</sub><sup>max</sup>;
- Determinação do amortecimento modal, ξ (%), através do método dos pontos de meia potência (*i.e.*, relação entre a diferença e a soma de pontos de abcissa correspondentes a 1/√2 · S<sub>a</sub><sup>max</sup>, sendo estes designados por pontos de meia potência).



*Figura 3.99*: FFT dos registos do ensaio no painel FDn.1 (vão 1.500 mm e libertação de peso).



*Figura 3.100*: FFT dos registos do ensaio no painel FDc.2 (vão 1.500 mm e libertação de peso).

Na Tabela 3.23 encontram-se reunidos os valores médios das frequências e dos amortecimentos, para ambos os modos (combinações), dos dois painéis (FDn.1 e FDc.2) em função dos três vãos envolvidos. Faz-se notar que as propriedades discriminadas apenas dizem respeito aos valores identificados em correspondência com o tipo de indução que mais favoravelmente excitou o painel no modo de vibração em causa – expectável à flexão (i.1) e (ii) e à torção (ii.2). Nas Tabelas B.5 e B.6 do Anexo B.8 pode ser consultada a totalidade dos resultados quantificados, respectivamente, no painel *simples e híbrido*. De igual modo, na *Ref.*<sup>a</sup> [**3.22**], podem ser consultados os resultados em modo gráfico.

De uma análise preliminar, foi possível reparar, em termos comparativos, que as propriedades dinâmicas derivadas de determinadas funções de resposta, em aceleração e deslocamento, foram bastantes concordantes entre si. Por esse motivo, justificou-se o recurso apenas a uma das formas espectrais – acelerações. Numa boa parte das situações, foram facilmente identificáveis os valores das frequências e dos amortecimentos associados a ambos os modos de vibração, salvo algumas excepções menores, sobretudo afectas ao modo superior no vão maior, *cf.* Anexo B.8. Pode reparar-se que as primeiras frequências em 1º modo, bem como os respectivos amortecimentos, são bastante concordantes nas duas formas de excitação centradas – (i.1) e (ii), não obstante a diferença mais relevante no vão de 2.400 mm. Aliás, é neste último caso que se pode constatar a maior dispersão dos resultados (10% nas frequências), tendo em conta as amostragens de cada série de ensaio repetida por 5 vezes. Nas restantes situações, torna-se clara a consistência dos resultados com dispersões muito reduzidas (inferiores a 1%).

Painel	Núm	ero de	Fre	equência – f []	Hz]	Amortecimento – $\boldsymbol{\xi}[\%]$		
	modo vibração		1.500	2.000	2.400	1.500	2.000	2.400
	Flovão	1º (i.1)	$66 \pm 0\%$	$48\pm8\%$	$31 \pm 10\%$	$0,\!39\pm03\%$	$0{,}53\pm17\%$	0,71 ± 22%
FDn.1	riexao	1º (ii)	$66 \pm 0\%$	$46 \pm 5\%$	_	0,35 ± 21%	$0,\!42 \pm 16\%$	_
	Torção	2º (i.2)	$112 \pm 0\%$	$64\pm8\%$	$54\pm01\%$	$0,43 \pm 16\%$	1,06 ± 31%	$1,00 \pm 20\%$
	Flovão	1º (i.1)	$62\pm0\%$	$43 \pm 1\%$	$33 \pm 01\%$	$0,\!26\pm25\%$	0,37 ± 18%	0,40 ± 22%
FDc.2	riexau	1º (ii)	$62\pm0\%$	$43 \pm 1\%$	$32\pm01\%$	0,21 ± 21%	$0,\!36\pm10\%$	0,49 ± 17%
	Torção	2º (i.2)	$96\pm0\%$	81 ± 1%	_	0,41 ± 21%	$0,\!60\pm16\%$	-

(-) valor incerto ou indefinido.

*Tabela 3.23*: Propriedades dinâmicas dos modos de vibração do painel *simples* e *híbrido* (valores médios ± *cv*.).

(i.1) vibração por pancada centrada a <sup>1</sup>/<sub>2</sub> vão.

(i.2) vibração por pancada descentrada.

(ii) vibração por libertação de peso a 1/2 vão.

Inerente ao método utilizado, a identificação dos amortecimentos foi sempre mais complexa, repercutindo-se em dispersões bem mais elevadas (até 30%) que as verificadas nas frequências. Não obstante, é de igual modo perceptível a sua tendência e a ordem de grandeza quer em função do vão quer do modo de excitação. Ao contrário das frequências, os amortecimentos para cada modo somente foram identificáveis em correspondência com o modo de indução associado. Faz-se notar a maior dificuldade sentida em apurar as características dinâmicas dos painéis no vão maior, sobretudo o amortecimento modal. Nesta situação, as funções espectrais revelaram-se mais instáveis na vizinhança dos seus picos ou, simplesmente, imperceptíveis à identificação das propriedades no varrimento da frequência.

Mediante uma análise global dos resultados, pode verificar-se uma boa representatividade das propriedades de ambos os modos identificadas para os três tipos de excitação, *cf.* Tabelas B.5 e B.6. Isto significa que os resultados das frequências listados na forma exposta na Tabela 3.23 podem ser sintetizados, para cada um dos vãos, através dos valores médios globais das respectivas propriedades, derivadas de cada modo de excitação (1º e 2º modos), *vd.* Fig. 3.101. Porém, como sublinhado, os amortecimentos foram resumidos para cada modo em correspondência apenas com a forma de excitação mais favorável, *vd.* Fig. 3.102.

Da totalidade dos resultados obtidos, pode concluir-se, como expectável, que as frequências diminuem em relação inversa com o vão, para ambos os tipos de painel e modos de vibração identificados experimentalmente. Pode também verificar-se que, para um mesmo vão, o efeito da hibridização do painel se traduz na redução das frequências em modo de flexão, sendo mais reduzida essa diferença (percentual) no vão maior. Esta situação está associada à maior massa do painel híbrido, que justifica a influência na resposta dinâmica do painel por inclusão de material no seu núcleo, embora se trate de uma espuma de densidade bastante reduzida. Como se verá mais à frente, as variações verificadas são devidas exclusivamente à diferença de massa entre painéis, fundamentando a conclusão retirada do ensaio estático sobre a invariância da rigidez em flexão longitudinal por efeito da hibridização do painel. No entanto, importa destacar a ordem inversa obtida para a frequência de torção, no vão de 2.000 mm.



*Figura 3.101*: Relação entre as frequências médias, *f*, dos dois modos de vibração (flexão e torção) e o vão.

*Figura 3.102*: Relação entre os amortecimentos,  $\xi$ , dos dois modos de vibração (flexão e torção)<sup>1</sup> e o vão.

Relativamente aos amortecimentos, estes apresentam uma relação directa com o vão, para ambos os tipos de painel e modos de vibração identificados. Esta tendência é contrária à verificada nas frequências. No entanto, é possível constatar que, para um dado vão, o efeito da hibridização do painel também significou uma redução do amortecimento em ambos os modos de oscilação. Tal situação pode dever-se à rigidificação interna do painel ao nível do seu núcleo celular.

Por último, importa referir que os amortecimentos obtidos nos ensaios à escala individual dos painéis, sensivelmente entre 0,2% a 1,0%, vão de encontro à ordem de grandeza dos coeficientes indicados na literatura para pontes pedonais em material compósito [**3.95,3.98**]. Atendendo apenas aos coeficientes expectáveis no modo de vibração vertical (em flexão), a gama estimada é relativamente inferior (até 0,5%) aos valores fornecidos por alguns autores [**3.96,3.98**], associados na sua maioria a uma identificação baseada em ensaios dinâmicos *in situ*. Além disso, importa não descurar a diferente ordem de escala e de modelo, bem como as excitações tipicamente envolvidas, entre o painel analisado individualmente e o caso de um qualquer sistema estrutural de ponte pedonal.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Modo de flexão (1°) e modo de torção (2°) correspondidos, unicamente, aos modos de vibração por pancada centrada a meio

vão e por pancada descentrada, respectivamente.

#### 3.3.4 ESTUDOS ANALÍTICOS E NUMÉRICOS

Na presente subsecção, a anterior investigação experimental sobre o comportamento em flexão dos painéis multicelulares é complementada com estudos analíticos e numéricos. No primeiro estudo – §3.3.4.1 – são expostas formulações analíticas que visam uma análise mais detalhada do comportamento dos painéis em serviço e na rotura, nomeadamente em termos: (a) da rigidez de corte e verificação da deformabilidade, (b) das cargas críticas de instabilidade associadas aos modos de rotura mais condicionantes e (c) das frequências próprias de flexão e torção do sistema multicelular. No segundo estudo – §3.3.4.2 – são apresentadas as modelações numéricas efectuadas à escala individual do painel, tendo sido levadas a cabo diversos tipos de análises, tais como: (i) estáticas lineares, (ii) de vibração, (iii) lineares de estabilidade e (iv) estáticas geometricamente não lineares ("rotura").

#### 3.3.4.1 Formulações analíticas

#### a) Rigidez de corte "efectiva"

As constantes elásticas do painel determinadas anteriormente, com base nas metodologias experimentais, foram obtidas recorrendo ao modelo simplificado<sup>1</sup> de viga de **Timoshenko**. Perante a gama de valores obtidos para o módulo de distorção ( $G_{ef} = 2,39$  a 2,75 GPa – 2ª Fase), a simplificação adoptada parece ter fornecido estimativas com um desvio significativo da rigidez de corte ( $F_{ef}$ ) da secção multicelular do painel. Como já reconhecido, a complexidade em definir parâmetros de rigidez de corte em secções compósitas de parede fina deve-se à dificuldade em conhecer com rigor o módulo de distorção, ainda que por via experimental [**3.84-3.87**], associada à definição precisa do factor de corte da secção em causa.

Neste contexto, foi desenvolvida uma formulação analítica com o objectivo de determinar o factor de corte "correctivo" de **Timoshenko** ( $K_s$ ) para a secção tubular do painel, formada por paredes laminadas ortotrópicas de GFRP. Esta foi derivada especificamente para elementos de parede fina tubular, com base na aproximação isotrópica de **Cowper [3.99]**, posteriormente alterada por **Bank [3.100]**, de modo a ter em conta diferentes propriedades ortotrópicas das paredes constituintes – abordagem sintetizada preliminarmente no §3.3.1. Embora o último autor, num trabalho posterior [**3.101**], tenha obtido factores de corte para secções tubulares com três células, sem desprezar os efeitos de Poisson, não se reconhece na demais literatura factores  $K_s$  estabelecidos para secções transversais multicelulares, nas mesmas condições, formadas por um núcleo com um número de células superior a três. Nesse sentido, a formulação anterior (**Timoshenko – Cowper – Bank**) foi estendida à secção transversal do painel, assumida simplificadamente por sete células dispostas simetricamente em relação ao plano do carregamento (e aos eixos de gravidade), também pela não consideração das abas *snap-fit* de extremidade.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Modelo simplificado – área de corte da secção igual à área total das paredes verticais e admitindo um factor de corte unitário.

A Figura 3.103 ilustra a geometria simplificada da secção em estudo, sendo descrita na sua linha média em termos das coordenadas: (i) *s*, comprimento da linha do contorno e (ii)  $\theta$ , inclinação da linha de contorno, conforme convenção de sinais indicada. Os eixos coordenados globais mantêm o mesmo significado estipulado no início da apresentação do painel, *cf. §3.1.1.1*. Os parâmetros geométricos da secção encontram-se igualmente definidos na Figura 3.103, sob a mesma lógica anterior: *h* – altura, *b* – largura e *t* – espessura das paredes. Note-se a igualdade assumida para a espessura de todas as paredes da secção ( $t_1 = 4$  mm), à excepção das almas de extremidade ( $t_2 = 5$  mm).



*Figura 3.103*: Esquemas da secção transversal do painel no âmbito da formulação analítica para cálculo do factor de corte de **Timoshenko**: (a) secção real, (b) secção simplificada e (c) secção representativa dos fluxos de corte.

Para a resolução do problema proposto e tendo em conta a complexidade numérica envolvida, implementou-se a formulação num algoritmo numérico, utilizando a linguagem simbólica do programa MATLAB R14<sup>®</sup> [**3.102**]. Deste modo, acabou por se generalizar o código para o cálculo do factor  $K_S$ , de maneira a ser aplicável a qualquer secção multicelular de número ímpar de células, duplamente simétrica<sup>1</sup>, constituída por paredes laminadas com iguais propriedades elásticas ( $E_L$ ,  $G_{LT}$ ,  $V_{LT}$  e  $V_{TL}$ ) – tal como foi constatado, na sua generalidade, por meio da caracterização mecânica do material (*cf. 3.2.2*). Porém, em termos geométricos da secção, a formulação é igualmente válida para quaisquer dimensões das células, desde que mantida a simetria das suas paredes assumidas na qualidade de placas laminadas finas.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Eixos de simetria da secção global coincidentes com os eixos de simetria da célula central ou mediana.

A formulação encontra-se detalhada no Anexo B.9, seguindo uma descrição sequencial dos fundamentos teóricos envolvidos. A metodologia associada pode resumir-se nos seguintes passos:

- Levantamento da indeterminação estática da distribuição das tensões tangenciais na secção;
- Imposição das condições de compatibilidade na secção;
- Determinação dos fluxos de corte "isostático" e "hiperestático";
- Obtenção da solução final fluxo de corte da secção multicelular;
- Determinação das tensões tangenciais em cada uma das células e da área de corte da secção;
- Cálculo dos factores de corte "modificado" e "correctivo" de **Timoshenko**  $(K^* e K_s)^1$ .

Consoante as hipóteses assumidas sobre as propriedades geométricas e mecânicas da secção multicelular, foi possível abranger diversas expressões analíticas, mais ou menos complexas, que permitiram obter um conjunto de valores dos factores de corte "modificado" –  $K^*$  ou "correctivo" –  $K_s$ . Na Tabela 3.24 apresentam-se os valores obtidos para a secção simplificada do painel, bem como as principais relações entre áreas da secção, tendo em conta as suas características já discriminadas. A consideração de um coeficiente de Poisson fora do plano, somente para as almas ( $v_{TL} = v_{nx} = 0,12$ ), esteve na base da distinção entre os coeficientes  $K^*$  e  $K_s$ , *i.e.*, casos ortotrópico e simplesmente isotrópico, respectivamente.

Tabela 3.24: Factores de corte de Timoshenko e relações entre áreas da secção celular.

Relações e	ntre áreas	Factor de corte de Timoshenko			
A <sub>W</sub> /A	A <sub>S</sub> /A	K <sub>s</sub>	$\mathbf{K}^{*}$		
0,264	0,246	0,246	0,243		

 $E_L \equiv E_x = 28,7$  GPa (caracterização do material laminado / provetes à tracção):

 $v_{LT} \equiv v_{sx} = 0.30$  e  $v_{TL} \equiv v_{nx} = 0.12$  (caracterização do material laminado / provetes à tracção);

 $G_{LT} \equiv G_{sx} = 2,57$  GPa ( $G_{ef}$ , valor médio global à escala do painel – métodos gráficos A e B).

Da primeira parte da formulação, no caso isotrópico, resultou uma distribuição das tensões tangenciais que permitiu quantificar uma área de corte da secção ( $A_s = 2.377 \text{ mm}^2$ ) relativamente inferior à área total das paredes verticais ( $A_w = 2.550 \text{ mm}^2$ ), tal como se percebe das relações entre áreas apontadas na Tabela 3.24. Por sua vez, na mesma situação, resultou um factor de corte isotrópico praticamente coincidente com o primeiro rácio indicado ( $K_s = 0,246$ ). Incluindo o coeficiente de Poisson *menor* ( $v_{nx}$ ) na formulação, obteve-se um factor de corte ortotrópico igualmente próximo do anterior ( $K^* = 0,243$ ). Neste aspecto, a inclusão daquele coeficiente parece ser desprezável na quantificação do facto de **Timoshenko** ( $K_s$ ) tendo em conta as hipóteses subjacentes à formulação (*e.g.*, constantes elásticas assumidas iguais em todas as paredes e efeito de Poisson fora do plano apenas nos laminados da alma).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Conceitos de factor "modificado" e "correctivo" mencionados no Anexo B.9 (isotropia vs. ortotropia).

Pode concluir-se que os factores de corte obtidos resultam em relações entre áreas  $A_s/A$  inferiores (8%) à admitida inicialmente no modelo simplificado de **Timoshenko**. Por conseguinte, optou-se por considerar um novo valor para o módulo  $G_{ef}$  ("corrigido"), retomando os métodos gráficos aplicados anteriormente sobre os resultados dos ensaios dos painéis A–D (2ª Fase). A constante efectiva agora derivada da aplicação da teoria de **Timoshenko**, *cf.* Eq. (3.20), para um factor de corte não unitário ( $K_s \equiv K^* = 0,24$ ) e assumindo a área total da secção, *A*, correspondeu a um valor médio global de 2,79 GPa (9% superior ao valor inicial de 2,57 GPa). Deste modo, está-se em condições de estabelecer a rigidez de corte efectiva do painel segundo a teoria de **Timoshenko** –  $F_{ef} = K_s.A.G_{ef}$ . A Tabela 3.25 resume esse resultado, a par da correspondente rigidez de flexão longitudinal efectiva do painel –  $D_{ef} = E_{ef}.I_{yy}$ .

Tabela 3.25: Componentes de rigidez efectiva do painel multicelular (flexão e corte).

Componente	Módulo efectivo	Rigido	ez efectiva	
Flexão	$E_{ef} = 31,4$ GPa	$D_{ef} = 288 \text{ kN.m}^2$	$D_{ef} = 409 \text{ kN.m}^2/\text{m}^{(1)}$	
Corte	$G_{ef} = 2,8 \text{ GPa}$	$F_{ef} = 6.550 \text{ kN}$	$F_{ef} = 9.323 \text{ kN/m}^{(1)}$	

<sup>(1)</sup> Rigidez por metro de largura do painel (B = 702,5 mm) ou rigidez de flexão por metro de largura de uma célula (b = 90 mm), com base no método MEE (D<sub>11</sub>), vd. Tabela 3.16.

#### b) Encurvadura local das paredes laminadas

Os resultados do ensaio à rotura dos painéis (FLn.1 e FLn.4) permitiram verificar roturas locais nas suas paredes, inerentes a diversos modos envolvidos até se atingir a carga última. As paredes comprimidas, sobretudo os banzos, são particularmente susceptíveis à encurvadura local, podendo este fenómeno associar-se às roturas ocorridas ao nível das ligações banzo-alma da secção. Este tipo de instabilidade é devido ao efeito simultâneo (i) da flexão transversal das paredes e (ii) do reduzido teor em fibras na direcção transversal naquelas junções [**3.103**]. Nesse contexto, importa avaliar as tensões críticas de encurvadura local das paredes dos painéis submetidos em flexão, devido às tensões normais (longitudinais) instaladas no plano das placas: (i) banzos – compressão "uniforme" e (ii) almas – compressão parcial, *vd*. Fig. 3.104.

Faz-se notar que, por efeito de *shear lag*, as tensões no banzo comprimido não seguem uma distribuição exactamente uniforme **[3.104]**, tal como se ilustra na Figura 3.105. A deformação por corte diferencial ao longo do banzo condiciona a distribuição das extensões da placa, sendo a deformação mais elevada nos nós banzo-alma do que na zona central dos banzos da secção tubular. Este efeito foi estudado por **Salim** e **Davalos [3.105]** em secções de parede fina com diversas tipologias. Aqueles autores concluíram que a influência do *shear lag* é mais significativa em secções abertas do que fechadas, pelo facto dos banzos não se encontrarem restringidos no plano da secção. Num trabalho experimental anterior, **Nagaraj** e **GangaRao [3.80]** indicaram efeitos de *shear lag* praticamente desprezáveis na deformabilidade de vigas, verificando apenas 4% de variação das extensões ao longo dos banzos de perfis pultrudidos (I e H).



*Figura 3.104*: Esquema da distribuição das tensões normais e tangenciais no septo ("I") da secção celular.

*Figura 3.105*: Variação da distribuição das tensões por efeito de *shear lag* numa secção celular. <sup>Adaptado [3.104]</sup>

As expressões analíticas que a seguir se descrevem para o cálculo da tensão crítica em placas, representam algumas das propostas de investigações desenvolvidas nos últimos anos, tendo sido baseadas na teoria da elasticidade aplicada a placas laminadas ortotrópicas [**3.18,3.23**]. Nessas expressões intervêm as componentes de rigidez de flexão das paredes laminadas –  $D_{ij}$ , correspondentes às definidas com base na teoria CLT (abordagem simplificada), *cf*. Tabela 3.10.

Os dois tipos de paredes (banzos e almas) da secção multicelular em estudo podem ser analisados na configuração de elementos simplesmente apoiados em dois bordos (SA). Esta hipótese conservativa foi assumida para as paredes das almas com gradiente de tensões ao longo da sua altura, sendo a tensão crítica determinada pela Eq. (3.13). Para uma espessura  $t_W = 4$  mm e uma altura da alma  $d_W = 70$  mm (à linha média) obtém-se um valor para a tensão crítica da alma de 937 MPa.

Encurvadura da alma..... 
$$\sigma_{cr,W}^{SA} = \frac{\pi^2}{t_W \cdot d_W^2} \cdot \left(13.9 \cdot \sqrt{D_{11} \cdot D_{22}} + 11.1 \cdot D_{12} + 22.2 \cdot D_{66}\right) = 937 MPa$$
 (3.13)

De igual forma, no caso dos banzos, sob compressão "uniforme", a tensão crítica pode ser obtida da Eq. (3.14), aplicável a placas simplesmente apoiadas. Para uma espessura mínima  $t_F = 4$  mm e uma largura do banzo  $b = b_F = 90$  mm (à linha média), obtém-se um valor para a tensão crítica do banzo de 88 MPa.

Encurvadura do banzo .... 
$$\sigma_{cr,F}^{SA} = \frac{2 \cdot \pi^2}{t_F \cdot b_F^2} \cdot \left(\sqrt{D_{11} \cdot D_{22}} + D_{12} + 2 \cdot D_{66}\right) = 88 MPa$$
 (3.14)

Sublinha-se a diferença entre a ordem de grandeza das tensões obtidas para as duas placas, sendo de assinalar uma relação entre elas de cerca de 10 vezes. No segundo caso – banzo, enquanto parede mais susceptível à instabilidade, foram tidas em consideração as restrições à rotação do banzo conferidas pelas

almas da secção celular – parede restringida elasticamente nos bordos de apoio (RE). Esta restrição é quantificada através de um coeficiente adimensional ( $\zeta$ ), em função da rigidez rotacional (k) – Eqs. (3.15).

Rigidez de rotação  

$$k = \frac{2 \cdot D_{22}}{d_W} \cdot \left[ 1 - \frac{\sigma_{cr,F}^{SA} \cdot E_{L,F}}{\sigma_{cr,W}^{SA} \cdot E_{L,W}} \right] = 2907 N.m/m^1 \dots \zeta = \frac{1}{1 + 10 \cdot (D_{22}/k \cdot b_F)} = 0,318$$
(3.15)

Deste modo, a tensão crítica de encurvadura local do banzo comprimido, restringido elasticamente (RE), pode ser calculada através da expressão seguinte – Eq. (3.16).

$$\sigma_{cr,F}^{RE} = \frac{\pi^2}{t_F \cdot b_F^2} \cdot \left[ 2 \cdot \sqrt{D_{11} \cdot D_{22} \cdot (1 + 4,139 \cdot \zeta)} + (D_{12} + 2 \cdot D_{66}) \cdot (2 + 0,62 \cdot \zeta^2) \right] = 119 \, MPa \quad (3.16)$$

Teoricamente, a aplicação da Eq. (3.16) conduzirá a uma melhor aproximação da tensão crítica do banzo (119 MPa), face à estimativa inicialmente obtida (88 MPa) na situação de placa simplesmente apoiada. Vale a pena mencionar a muito boa concordância entre o valor da tensão crítica e a tensão longitudinal última em flexão estimada experimentalmente nas faces dos banzos do painel FLn.1 ( $\sigma_{fu,L}$  = 122 MPa). No entanto, importa notar que as expressões analíticas das Eqs. (3.15) e (3.16) têm somente em consideração o efeito da restrição do banzo comprimido devido às uniões de extremidade banzo-alma (*i.e.*, admitindo secção tubular de uma só célula). Para a secção multicelular em estudo, esta situação de análise poderá traduzir-se em estimativas conservativas para a carga crítica, uma vez que não se toma em linha de conta a influência dos banzos adjacentes à parede do banzo em estudo (junções em "T").

Por último, interessa ainda verificar a susceptibilidade das paredes verticais aos efeitos localizados por encurvadura local na sua direcção transversal, sendo tanto maior quanto maiores forem as cargas concentradas aplicadas nessa direcção. Tanto nas secções de apoio como nas secções de aplicação do carregamento transversal, aquele fenómeno pode condicionar a rotura por instabilidade das almas ou por limite de resistência material, no caso de esmagamento<sup>2</sup>. Tal facto resulta da reduzida resistência e rigidez na direcção mais "fraca", como de uma elevada relação altura / espessura das almas ( $d_w/t_w = 17,5$ ). Nesse sentido, além da análise simplificada precedente em relação ao esmagamento do material das almas, importa avaliar a tensão crítica de encurvadura local por compressão das almas na direcção transversal, podendo esta ser estimada através da Eq. (3.17)<sup>3</sup>, admitindo a placa simplesmente apoiada nos seus bordos longitudinais.

Encurvadura da alma (transversal) ...... 
$$\sigma_{cr,W,T}^{SA} = \frac{2 \cdot \pi^2}{t_W \cdot d_W^2} \cdot \left(\sqrt{D_{11} \cdot D_{22}} + D_{12} + 2 \cdot D_{66}\right) = 145 MPa$$
 (3.17)

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Constantes elásticas e componentes de rigidez assumidas iguais nos dois tipos de paredes da secção (banzos e alma).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Fenómeno designado na literatura inglesa por *web crippling*.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Similar à expressão de encurvadura local de uma placa SA nos bordos paralelos ao carregamento (compressão uniforme) [3.18].

Para as paredes das almas, obtém-se uma tensão crítica de 145 MPa, sendo este valor significativamente mais elevado do que a tensão de compressão transversal última, estimada experimentalmente, sob os pontos de aplicação das cargas ( $\sigma_{cu,T} = 19-26$  MPa). Porém, a tensão crítica aproxima-se da resistência última do material das almas na direcção transversal (96 MPa). Desta via analítica, em conjunto com os estudos experimentais efectuados, pode depreender-se que os fenómenos locais por instabilidade das almas parecem não ter sido condicionantes à iniciação dos modos de rotura observados nos painéis.

Não obstante, a abordagem analítica anterior sobre os banzos comprimidos na direcção da pultrusão será complementada mais à frente pelo estudo numérico desenvolvido, onde se pretendeu igualmente simular os modos de rotura dos painéis através de análises lineares de estabilidade e análises geometricamente não lineares – §3.3.5.

## c) Frequências analíticas dos painéis

As frequências próprias dos painéis (*simples* e *híbrido*) foram, igualmente, estimadas por via analítica, com base em formulações representativas de modelos com infinitos graus de liberdade – osciladores contínuos [**3.93**]. Face ao comportamento essencialmente unidireccional do painel, a simulação foi estabelecida através de equações diferenciais de equilíbrio para o elemento de viga, simplesmente apoiado e de características constantes. Nestas condições, as Eqs. (3.18) representam, respectivamente, as primeiras frequências naturais (f, Hz) para modos de vibração (i) transversal por flexão e (ii) por torção de vigas. Desta forma, procurou-se comparar os valores analíticos e experimentais das frequências nos painéis excitados em flexão, concêntrica e excentricamente.

Vibração em flexão  

$$f_{f} = \frac{\pi}{2 \cdot L^{2}} \cdot \sqrt{\frac{E_{ef} \cdot I}{\rho \cdot A}} \qquad (3.18)$$

Nas Eqs. (3.18), à esquerda e à direita, ambas as características geométricas – área da secção (*A*) e momento polar de inércia ( $I_p$ ), associadas à densidade volúmica dos painéis ( $\rho$ , kg/m<sup>3</sup>), podem ser consultadas no início do actual **Capítulo 3**, *cf*. Secção 3.1. A rigidez de flexão ( $E_{ef}I$ ) e a rigidez de torção ( $G_{ef}J$ ) foram assumidas de acordo com as respectivas constantes elásticas "efectivas" estimadas experimentalmente (incluindo  $G_{ef}$  "corrigido"), *vd*. Tabela 3.25. Recorde-se ainda que a constante de torção (*J*) foi obtida para a secção de referência em causa (assimétrica), assumindo o valor resultante da solução numérica, conforme exposto no Anexo B.3. As frequências calculadas para as duas tipologias de painel foram comparadas com as identificadas experimentalmente e, por sua vez, confrontadas com os valores provenientes das simulações numéricas de vibração, conforme se encontra descrito na discussão conjunta das investigações – §3.3.5.

#### 3.3.4.2 Modelações numéricas

O objectivo da presente simulação consistiu no desenvolvimento de modelos numéricos com as propriedades do material pultrudido, de forma a obter um melhor conhecimento e compreensão do comportamento mecânico do painel multicelular. A calibração e validação da adequabilidade e precisão dos modelos foram realizadas através da comparação dos resultados numéricos com os provenientes dos ensaios experimentais, quer de natureza estática quer dinâmica.

Para a modelação numérica, recorreu-se ao *software* comercial ABAQUS<sup>®</sup> [**3.105**], na qualidade de ferramenta de cálculo muita utilizada no meio científico para a modelação tridimensional por elementos finitos [**3.19**]. Para o efeito, foram elaborados dois tipos de modelos do painel associados à definição da secção em causa: (i) *assimétrica* e (ii) *simétrica*, utilizando unicamente elementos de casca (*shells*) de 4 nós com integração reduzida – S4R (6 graus de liberdade por nó, para 3 translações e 3 rotações). A selecção deste tipo de elemento / integração foi resultado do compromisso entre tempos de execução aceitáveis para resolução do problema e a discretização adoptada para a malha tridimensional, sem descurar a subavaliação da rigidez de corte nos elementos finitos de integração reduzida. O sistema de unidades utilizado incluiu, por consistência do programa, as unidades de força – *F* (N), de comprimento – *L* (mm) e de tempo – *t* (seg.). Para todas as análises efectuadas refere-se, em seguida, os procedimentos mais importantes relativos à: a) discretização dos painéis, b) caracterização do material laminado, c) condições de apoio e do carregamento e d) técnicas de resolução das análises processadas.

## a) Discretização dos painéis

Na definição geométrica dos painéis procurou-se seguir de forma coerente as mesmas regras estabelecidas na discretização transversal e longitudinal dos painéis em todas as análises efectuadas. A influência do esforço computacional *versus* precisão dos resultados foi determinante na selecção do número total de elementos e pontos de integração considerados nas diversas análises. Além disso, as malhas transversais adoptadas em ambas as secções (assimétrica e simétrica) tiveram a pretensão de representar o mais fidedignamente possível a geometria real das secções multicelulares dos painéis.

A discretização assumida ao nível das secções foi variável segundo uma malha em conformidade com as diferentes espessuras das paredes dos banzos e das almas, assim como das abas de ligação (entre 4 a 6 mm). A dimensão dos elementos variou desde o mínimo de 10,50 mm nas uniões mais espessas dos banzos em "I", 12,00 mm nas zonas intermédias dos banzos correntes e das almas, até ao máximo de 14,20 a 17,75 mm nas paredes das abas de ligação. Estes últimos elementos, de maior dimensão, não foram incluídos na secção simétrica, residindo neste aspecto a diferença para a secção de referência simétrica.

A Figura 3.106 ilustra a discretização das malhas das secções referidas, definidas na sua linha média por nós "naturais", a partir dos quais se geraram nós intermédios e, subsequentemente, os elementos tridimensionais.



Figura 3.106: Discretização das malhas da secção multicelular: (a) assimétrica e (b) simétrica (dimensões em mm).

Em relação à direcção longitudinal, a discretização adoptada foi igual para ambas as malhas das secções, na qual se manteve constante a dimensão do elemento de casca – 20,00 mm. Deste modo, para um comprimento total de 2.500 mm dos painéis, a totalidade dos elementos foi gerada longitudinalmente pela repetição em 125 incrementos (constantes) dos nós definidos para a secção inicial. Faz-se notar que a relação dimensional entre a largura e o comprimento do elemento finito se enquadra no intervalo recomendável (0,5–2,0), a fim de se evitar determinados problemas de resolução numérica (*e.g.*, Jacobiano do elemento finito próximo de zero).

Na Tabela 3.26 resume-se o número de nós e de elementos finitos afectos aos dois painéis modelados, a que correspondeu nas análises um número máximo de variáveis igual a 127.008 graus de liberdade (GL). A título de exemplo, representa-se na Figura 3.107 a modelação integral do painel de referência, a par do pormenor da sua secção assimétrica e da representação dos 6 graus de liberdade de um nó genérico.

Painel	Secção	Incremento	Secção	Incremento		Total	
Secção	inicial – nós	inicial – <i>shells</i>	final – nós	final – shells	nós	shells	GL
Assimétrico	1 – 168	1 - 174	21.001 - 21.168	21.577 - 21.750	21.168	21.750	127.008
Simétrico	1 – 146	1 – 152	18.251 - 18.396	18.849 - 19.000	18.396	19.000	110.376

Tabela 3.26: Definição das malhas (nós, shells e GL) estabelecidas na modelação dos painéis.

Pelo facto de se tratar de um material ortotrópico, teve-se especial atenção à orientação dos eixos locais dos elementos de casca, de forma a existir coerência nas paredes dos banzos e das almas. Relativamente aos eixos globais, adoptou-se uma definição similar à estipulada na apresentação inicial da secção / painel.



*Figura 3.107*: Geometria da malha do painel de referência com (a) vista geral do modelo, (b) vista da secção transversal assimétrica discretizada e (c) representação dos 6 graus de liberdade de um nó genérico N.

#### b) Caracterização do material laminado

Para a totalidade dos elementos, foi adoptado um mesmo material constituinte (\**MATERIAL*) definido por uma secção (\**SHELL SECTION*) com uma só camada ortotrópica (\**LAMINA*) com comportamento elástico (\**ELASTIC*). Na caracterização do material atribuída aos elementos apenas se fez variar a espessura dos mesmos, por definição de três ordens de grandeza consoante a zona da secção em causa: 4, 5 e 6 mm, *vd*. Fig. 3.106. Porém, face às reduzidas espessuras e variações entre si, optou-se por manter a mesma ordem de integração em 3 pontos ao longo da espessura em causa, suficientes para integração das tensões em regime elástico linear. As propriedades de rigidez e resistência do material foram definidas de acordo com os resultados obtidos na caracterização experimental do material laminado (*cf. §3.2.2*), em função dos parâmetros exigidos pelo *input* do programa para laminados finos ortotrópicos, sob estados planos de tensão, *vd*. Tabela 3.27.

Tabela 3.27: Constantes elásticas e resistências do material GFRP admitidas nas modelações numéricas.

Propriedades de rigidez	<b>E</b> <sub>1</sub> [MPa]	<b>E</b> <sub>2</sub> [MPa]	V <sub>12</sub> [–]	$G_{12} = G_{13} = G_{23}$ [MPa	
	28,7×10 <sup>3</sup>	$10,1\times10^{3}$	0,30	2,8×10 <sup>3</sup>	
Propriedades de resistência	$\mathbf{X}_{\mathbf{t}}$ [MPa]	$\mathbf{X}_{\mathbf{c}}$ [MPa]	Y <sub>t</sub> [MPa]	<b>Y</b> <sub>c</sub> [MPa]	<b>S</b> [MPa]
	411	-411 <sup>(1)</sup>	34	-114	37

<sup>(1)</sup> Propriedade estimada à compressão (-433 MPa) assumida igual à constante em tracção [*t* – tracção; *c* – compressão].

Nos valores considerados para as constantes elásticas (6) distinguem-se os módulos de elasticidade nas direcções longitudinal ( $E_1$ ) e transversal ( $E_2$ ) e o coeficiente de Poisson no plano do laminado ( $v_{12}$ ), todos resultantes dos ensaios em provetes. Faz-se notar que para o módulo de distorção  $G_{12}$  foi admitido o valor médio obtido do ensaio estático dos painéis (2ª Fase), estimado das metodologias gráficas processadas e posteriormente corrigido pelo factor de corte de **Timoshenko**, *cf*. Tabela 3.24. Os restantes módulos  $G_{13}$  e  $G_{23}$  foram assumidos iguais ao módulo no plano  $G_{12}$ .

Os parâmetros de resistência axial, quer na direcção longitudinal (X) quer na transversal (Y), e ao corte interlaminar (S) correspondem aos estimados dos ensaios em laminados, à excepção do valor anotado na Tabela 3.27. Estes últimos parâmetros foram introduzidos nos modelos de rotura (\**FAIL STRESS*), a fim de processar análises aplicando o critério de rotura de **Tsai-Hill [3.17**], *cf. §3.2.1*.

## c) Condições de apoio e do carregamento

Os apoios dos modelos foram simulados exclusivamente ao nível das secções que caracterizaram os vãos dos painéis ensaiados quer dinâmica quer estaticamente, *vd*. Fig. 3.108. Nesse contexto, seguiu-se a mesma gama de vãos experimentais, sob a condição de painel simplesmente apoiado nos bordos (secções) correspondentes ao comprimento de: 800 mm, 1.160 mm<sup>1</sup>, 1.500 mm, 2.000 mm e 2.400 mm.



Figura 3.108: Modelação dos apoios fixos: (a) painel assimétrico e (b) painel simétrico (vistas parciais inferiores).

Note-se que na modelação dos estados de rotura de ambos os tipos de painéis, foi suficiente recorrer apenas às condições de fronteira que definissem o vão de 1.500 mm. Embora sem se traduzir numa reprodução real dos sistemas de apoio utilizados nos ensaios (chapas metálicas intercaladas entre os apoios e os painéis), julgou-se com rigor suficiente de análise a imposição de restrições ao nível dos nós dos banzos inferiores, somente nas linhas seccionais correspondentes à localização dos apoios em questão. Para tal, teve-se em consideração a escala do elemento estrutural associada às análises processadas. Nesse sentido, foram consideradas duas secções de apoio articulado: (i) um fixo e (ii) outro móvel. No primeiro, os nós foram restringidos nos seus 6 graus de liberdade, com excepção da rotação em torno do eixo Y. Além deste grau de liberdade (5), também os deslocamentos longitudinais, segundo o eixo X, foram desimpedidos nos nós do apoio móvel. O número de nós por secção de apoio foi de 150 e 125 nos painéis assimétrico e simétrico, respectivamente, *vd*. Figs. 3.108 (a) e (b).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Vão numérico ampliado do experimental em 10 mm, em ajuste da discretização longitudinal por incremento par de 20 mm.

Por fim, os carregamentos aplicados nos painéis submetidos em flexão a 3P (serviço) e a 4P (rotura), foram simulados nas secções de aplicação da carga, consoante o modo de solicitação em causa, por um conjunto de "forças nodais" segundo a direcção Z e estaticamente equivalentes aos referidos estados de carga (\**CLOAD*). Na modelação do comportamento em serviço dos painéis, o carregamento consistiu numa carga de valor uniforme, distribuída numa faixa de 100 mm centrada na secção de meio vão, equivalente à força total (média) aplicada no respectivo vão de ensaio. A carga foi distribuída naquela faixa, por 6 linhas seccionais, apenas sobre os nós do banzo superior correspondentes às uniões banzo-alma, *i.e.*, cargas no plano das almas distribuídas ao longo de 8 nós por linha transversal. Como exemplo, a Figura 3.109 mostra a modelação dos carregamentos no painel assimétrico para o vão de 1.500 mm.



Figura 3.109: Modelação do carregamento no vão de 1.500 mm para flexão: (a) serviço – 3PB e (b) rotura – 4PB.

Para a simulação do comportamento à rotura dos painéis, no vão único de 1.500 mm, foi seguido o mesmo procedimento anterior, adaptando-se, no entanto, uma distribuição de cargas por 2 faixas de carregamento a terços do vão para flexão a 4P. Neste caso, as faixas incluíram 5 linhas seccionais, perfazendo uma largura de carregamento de 80 mm, *vd.* Fig. 3.109. Este método teve por finalidade simular o sistema de distribuição da carga utilizado em ambos os ensaios, com o objectivo de minimizar as concentrações de tensões instaladas sob os pontos de carga. Recorde-se que este sistema foi materializado através de perfis metálicos (tubulares de 90 mm) suficientemente rígidos e dispostos na largura das secções de carga. Na Tabela 3.28 encontram-se resumidos os valores das cargas nodais, as faixas, o número de nós e linhas seccionais estabelecidos em cada tipo de modelação do comportamento dos painéis.

Modelação Faixas		Modelação		Pai	inel   Vão	[m]	
estabilidade e rotura	carregamento	serviço	800	1.160	1.500	2.000	2.400
1/3 e 2/3 vão	Localização	1/2 vão	Cargas totais [N]				
$2 \times 5$	Linhas seccionais	6	53.752	34.193	22.570	14.520	10.993
$2 \times 80 \text{ mm}$	Largura de banda	100 mm		Car	gas por nó	6 [N]	
$2 \times (5 \times 8)$	Número de nós	$6 \times 8$	1.120	712	470	303	229

Tabela 3.28: Definição do carregamento para modelação do comportamento dos painéis em serviço e à rotura.

Importa sublinhar que os valores das cargas nodais aplicadas nos modelos desenvolvidos para a análise à rotura foram função de parâmetros de carga ajustados pelo programa em regime não linear de forma incremental. O mesmo foi aplicável, em termos de carregamento, nas análises lineares de estabilidade, também desenvolvidas sobre os modelos de painel conduzidos até à rotura (4*PB*). Por esse motivo, não se apresentam na Tabela 3.28 os valores absolutos das cargas nodais.

# d) Análises e técnicas de resolução numérica

Por último, referem-se resumidamente as diversas análises efectuadas em conjunto com algumas técnicas de resolução numérica adoptadas neste trabalho para resolver, designadamente, os problemas de valores e vectores próprios (análise de vibração e análise linear de estabilidade), bem como determinar e caracterizar a "rotura inicial" (análise não linear de rotura).

- Análise estática linear análise mais simplificada para modelação do comportamento em serviço dos painéis submetidos à flexão 3PB, em correspondência com os níveis de força nos 5 vãos ensaiados para uma flecha limitada em L/200. Para o efeito, utilizou-se no programa uma análise linear de tensões / deformações (\**STATIC*), sem recorrer a qualquer parâmetro de controlo da perturbação linear, *i.e.*, configurações deformadas obtidas de uma só "solução".
- Análise de vibração este tipo de análise teve por objectivo conhecer as primeiras três frequências naturais e respectivos modos de vibração dos painéis para os três vãos superiores, de modo a serem comparadas com as estimadas analítica e experimentalmente. A análise seleccionada no programa (\**FREQUENCY*) envolve a resolução de um problema de valores e vectores próprios, o qual é definido pelas matrizes de rigidez elástica e de massa do painel (discretizado). Dos métodos disponíveis para a resolução deste tipo de problema, optou-se pelo método de iteração em subespaços, como sendo o mais apropriado quando se pretende determinar um número reduzido de modos (geralmente inferior a 20), face ao método de Lanczos<sup>1</sup>. A normalização dos vectores

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Método de **Lanczos** – baseado no algoritmo com o mesmo nome, é mais eficiente quando se pretende obter um número elevado de modos, com a vantagem adicional de permitir definir o intervalo de valores no qual se pretende identificar as cargas.

próprios foi efectuada em relação à matriz de massa do sistema. Na caracterização do material, foi necessário definir a massa volúmica (\**DENSITY*) no valor de 1,896×10<sup>-9</sup> ton/mm<sup>3</sup>, atribuída de igual modo a todos os elementos.

- Análise linear de estabilidade foram realizadas análises de estabilidade nos modelos dos painéis submetidos à rotura (assimétrico e simétrico), com o objectivo de avaliar a ocorrência de modos de instabilidade, obter configurações deformadas e respectivas cargas críticas no intervalo de cargas susceptíveis até à rotura última. A análise seleccionada no programa (\**BUCKLE*) envolve a resolução de um problema de valores e vectores próprios, o qual é definido pelas matrizes de rigidez elástica e geométrica do painel. Independentemente do método escolhido, o programa identifica as configurações dos *n* modos de instabilidade e respectivos valores de bifurcação, com o valor *n* a ser definido pelo utilizador. De igual modo, foi mantido o método de subespaços no processo iterativo.
- Análise geometricamente não linear (de "rotura") como investigação numérica final, para a simulação do comportamento dos painéis ensaiados à rotura, foram efectuadas análises lineares (\*STATIC) geometricamente não lineares (\*NLGEOM) de forma a avaliar o grau de não linearidade do comportamento estrutural do painel. As cargas de "rotura inicial" foram estimadas no programa através do critério de Tsai-Hill, conforme referido, com base nas tensões resistentes definidas para o material (\*FAIL STRESS). Ao ser pouco expectável que a resposta dos painéis em flexão seguisse por soluções não lineares que evoluíssem com incrementos de carga não monotónicos, julgou-se pouco relevante a utilização de estratégicas específicas de resolução do sistema de equações não lineares, como sucede habitualmente (e.g., elementos de barra axialmente carregados). Contudo, fez-se uso do método \*DIRECT que procede a um controlo de deslocamentos, mas por incrementos constantes da solução, sem consideração de quaisquer imperfeições iniciais no modelo. Este método permite resolver o sistema de equações assumindo o carregamento como proporcional (grandeza das cargas função de um parâmetro escalar). Refira-se ainda a importância que os parâmetros de controlo do método podem exercer na "qualidade" da solução, como sendo: (i) incremento de tempo inicial, (ii) período do incremento e (iii) tempos mínimo e máximo associados. O código admite, automaticamente, determinados valores para estes parâmetros que, de um modo geral, são adequados a muitos dos casos analisados. Estes parâmetros foram ajustados por um factor de carga, de modo a se obterem soluções suficientemente "regulares" com um número de incrementos razoável.

## 3.3.5 DISCUSSÃO DAS INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAL, ANALÍTICA E NUMÉRICA

Nesta última subsecção, os resultados dos estudos analíticos e numéricos efectuados anteriormente são comparados com os experimentais e discutidos no âmbito conjunto das análises realizadas.
### 3.3.5.1 Análise estática linear (ELS)

Como primeiro objectivo das investigações, importa avaliar os níveis da deformabilidade dos painéis submetidos em serviço à flexão. Nesse sentido, o comportamento à flexão 3*PB* foi novamente modelado com base na teoria das vigas de **Timoshenko** – *cf.* Eq. (3.20), estimando-se o deslocamento vertical a meio vão do painel a partir do valor da carga aplicada no ensaio para um limite de flecha de *L*/200. Para a série de 5 vãos ensaiados na 2ª Fase da campanha experimental (painéis A – D), incluindo o painel FLn.4 (secção simétrica) da 1ª Fase, aquele limite foi comparado com os valores dos deslocamentos obtidos analítica e numericamente, conforme se resume na Tabela 3.29.

Experimental		Vão	Analítico	Analítico corrigido	Numérico	
<b>F</b> [kN]	L/200 [mm]	<b>L</b> [mm]	<b>δ</b> [mm] (Δ,%)	<b>δ</b> [mm] (Δ,%)	<b>δ</b> [mm] (Δ,%)	
53,8	4,00	800	3,64 (-9,1%)	4,05 (1,2%)	3,96 (-1,1%)	
34,2	5,75	1.150	5,27 (-8,4%)	5,68 (-1,3%)	5,83 (1,3%) <sup>(1)</sup>	
22,6	7.50	1.500 – assimétrico	6,81 (-9,2%)	7,23 (-3,5%)	7,47 (-0,5%)	
23,8	7,50	<b>1.500 – simétrico</b> <sup>(2)</sup>	8,02 (6,9%)	8,12 (8,3%)	8,44 (12,6%)	
14,5	10,00	2.000	9,52 (-4,8%)	9,89 (-1,1%)	10,44 (4,4%)	
11,0	12,00	2.400	12,02 (0,1%)	12,25 (2,1%)	13,18 (9,8%)	

*Tabela 3.29*: Comparativo entre os valores experimentais, analíticos e numéricos do deslocamento a meio vão,  $\delta$ .

NOTA:  $\Delta$  (%) – variação ou erro face ao correspondente valor experimental.

<sup>(1)</sup> Valor corrigido para um nível de carga correspondente a um vão de 1.160 mm (L/200 = 5.8 mm).

<sup>(2)</sup> Relativo exclusivamente ao painel FLn.4 ensaiado com sistema de apoio por rótulas.

Na Tabela 3.29 são ainda apresentados os valores analíticos "corrigidos", resultantes da aplicação directa da equação de **Timoshenko** e somados a um deslocamento correctivo de translação horizontal ( $\Delta\delta$ ), *vd*. Fig. 3.110. Esta correcção deveu-se ao facto do comportamento dos painéis não ter sido exactamente linear nas fases iniciais, por razões de índole experimental – ajustes nos sistemas de apoios e de aplicação do carregamento. De uma maneira geral, pode afirmar-se que os desvios entre uma rigidez definida pela tangente ou pela secante aumentam com a redução do vão, tal como se pode constatar pelos diagramas das Figuras 3.77 e 3.110 na gama de 5 vãos do ensaio da 2ª Fase.

O modelo de viga conduziu naturalmente a valores muito próximos dos experimentais, uma vez ter servido de base para o cálculo das constantes elásticas efectivas utilizadas naquela formulação (metodologias gráficas da **EN 13706:2002 [3.21]**). Tendo em conta o processo correctivo das flechas acima referido, o erro reduz-se significantemente (máximo de 3,5%). Refere-se a excepção do vão de 1.500 mm, com secção simétrica, onde se assinalam as maiores variações. Recorde-se que este caso representa o painel FLn.4 ensaiado na 1ª Fase, com rótulas nos apoios, cujo sistema conduziu a níveis de rigidez mais elevados que os atingidos nos painéis da 2ª Fase apoiados em rolamentos. Uma vez mais percebese que sem a correcção analítica dos deslocamentos, a redução da esbelteza do painel significa um aumento da diferença entre as flechas estimadas e limites (*L*/200).



*Figura 3.110*: Curvas  $F - \delta_{l/2,med}$  (rigidez média) da série de painéis da 2ª Fase de ensaio.

No que respeita aos resultados numéricos, pode verificar-se que os modelos representam uma boa solução para descrever o comportamento dos painéis, dada a consistência dos deslocamentos obtidos em relação aos experimentais (diferenças inferiores a 10%). É possível também constatar que os modelos apresentam melhores resultados nos vãos mais curtos, possivelmente devido a uma menor rotação dos apoios (mesmo no sistema por rolamentos da 2ª Fase de ensaio), e a sua rigidez experimental se fazer notar com menor intensidade. Relembre-se que os carregamentos modelados tiveram em conta as cargas médias experimentais para o limite de flecha *L*/200. Por este motivo, associado às razões anteriormente mencionadas, o vão de ensaio do painel FLn.4 em 1ª Fase foi o que gerou, uma vez mais, um maior erro nos deslocamentos (13%). Para além disso, a generalidade das flechas obtidas pela modelação são conservativas relativamente aos limites experimentais.

Importa sublinhar que o módulo de distorção utilizado em ambas as modelações (analítica e numérica) correspondeu à constante "efectiva" de 2,8 GPa, resultante da correcção pelo factor de **Timoshenko** ( $K_S$ ). Aplicando a formulação simplificada de **Timoshenko**, seriam obtidos registos idênticos considerando uma rigidez "efectiva" ( $F_{ef}$ ) derivada do produto de  $G_{ef} = 2,6$  GPa com  $A = A_W$ .

Nas Figuras 3.111 e 3.112 observam-se as configurações deformadas dos painéis no vão de 1.500 mm, coloridas por uma escala de deslocamentos verticais (U3 =  $U_Z$ , em *mm*), quer na tipologia de *referência* 

(simétrica) quer *modificada* (assimétrica). Nas Figuras 3.112 (a) e (b) encontram-se ainda assinalados, nas respectivas secções transversais de meio vão, os pontos de registo dos deslocamentos sofridos pelos modelos numéricos submetidos à flexão em 3P. Deste aspecto, importa destacar que aqueles pontos corresponderam às posições de leitura experimental (transdutores de deslocamentos –  $\delta_{1/2}$ ,  $\delta_{1/2}^{t}$  e  $\delta_{1/2}^{t}$ ), *vd*. Fig. 3.67. Deste modo, para cada ordem do vão, procurou-se um melhor termo de comparação entre os valores experimentais e os numéricos, visto que ambas as grandezas quantificadas resultaram da média daqueles 3 registos no alinhamento transversal dos painéis. Para além disso, esta particularidade já tinha anteriormente servido para constatar, de certa maneira, os efeitos que a seguir se descrevem.



*Figura 3.111*: Configuração deformada do modelo do painél assimétrico – FLn.1 (L = 1.500 mm), para o limite em serviço de L/200 (vd. Fig. 3.112, escala de cores do deslocamento vertical U<sub>3</sub> =  $U_Z$ , em mm).



*Figura 3.112*: Configurações deformadas dos painéis (L = 1.500 mm), para o limite em serviço de L/200, em vista frontal ao nível da secção de meio vão: (a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4. (incluindo indicação dos três pontos de registo do deslocamento vertical U3 =  $U_Z$ , em *mm*).

A assimetria da secção do painel de referência (*standard*) conduziu a um comportamento diferencial na direcção transversal do mesmo, ao contrário da resposta simétrica do painel com secção multicelular modificada. No primeiro painel, as deformações foram crescentes desde a aba de extremidade "superior" (banzo na face de carregamento) até à outra aba "inferior" (banzo na face oposta), sendo evidente um efeito de torção com empenamento da secção celular. No segundo painel, a deformabilidade revelou-se praticamente simétrica na sua largura, denotando-se porém um efeito de deformabilidade transversal (máxima nas extremidades e mínima na zona central). Faz-se notar que estes efeitos "não clássicos" podem exercer uma influência considerável na avaliação experimental da rigidez de corte, embora as suas contribuições sejam quase sempre ignoradas na resolução do problema da rigidez "efectiva" –  $F_{ef}$ [3.84-3.87].

As constatações anteriores podem ser igualmente retiradas da leitura dos diagramas das Figuras 3.113 e 3.114, em termos das distribuições das tensões longitudinais em flexão nas superfícies médias dos banzos,  $\sigma_{f,L}$ , quer no (a) painel assimétrico quer no (b) painel simétrico (L = 1.500 mm). As distribuições de tensões apresentadas em cada gráfico seguem duas linhas, a que correspondem os andamentos: (i) extrapolado dos valores obtidos ao nível dos nós de ligação banzo-alma – traço ponto interrompido e (ii) directo dos valores retirados em todos os nós discretizados para os banzos – traço contínuo.



*Figura 3.113*: Evolução da tensão longitudinal em flexão nos banzos, ao longo da secção de meio vão, (L = 1.500 mm), para o limite em serviço de L/200: (a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4.



*Figura 3.114*: Tensão longitudinal em flexão dos painéis até ao meio vão (L = 1.500 mm), para o limite de L/200: (a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4 (escala de cores da tensão S11 =  $\sigma_{f,L}$ , em MPa).

Da análise dos diagramas da Figura 3.113, pode reparar-se que a tensão longitudinal ( $\sigma_{f,L}$ ) nos banzos superior e inferior toma valores bastante similares, entre si, a meia largura da secção dos painéis (variação *ca.* 1 MPa), nas seguintes intensidades médias: (a)  $\sigma_{II} = 34,0$  MPa, assimétrico e (b)  $\sigma_{II} = 37,8$  MPa, simétrico. Estes níveis de tensão extrapolados para a zona central dos banzos são praticamente coincidentes com as respectivas estimativas experimentais (34,7 MPa e 36,5 MPa) para o limite de flecha de L/200 - erro máximo de 3%, *vd*. Tabela 3.21. Neste aspecto, a proximidade dos valores numéricos das tensões nos banzos comprimido e traccionado (modelados com iguais propriedades mecânicas) reflecte uma distribuição simétrica na altura das secções, sendo aplicável a teoria de **Euler**. No entanto, tendo em conta o diferencial entre os traços a linha contínua e ponto interrompido dos gráficos da Figura 3.113, torna-se evidente o efeito de *shear lag* instalado ao longo dos banzos, sendo este responsável por reduzir os níveis de tensão na zona entre almas. Por exemplo, no mesmo ponto central das secções (entre almas medianas), as tensões reduzem-se em cerca de 8,5%, até aos valores médios de 31,0 MPa e 34,7 MPa, respectivamente, nos painéis assimétrico e simétrico. Esta redução corresponde ao efeito mínimo por *shear lag* verificado nos banzos. Os efeitos foram sensivelmente semelhantes nos dois tipos de painel (maior simetria no FLn.4 que FLn.1), atingindo um máximo de 10% nas paredes das células de extremidade (*i.e.*, efeito progressivamente crescente até às células extremas).

Uma vez que a teoria de vigas de **Timoshenko** se comporta suficientemente bem na modelação analítica da deformabilidade do painel ortotrópico, optou-se ainda por adoptar aquela formulação com base nos valores numéricos das flechas de modo a se obterem factores de corte de **Timoshenko**, *vd*. Tabela 3.30.

Factor de		K- médio				
corte	800	1.150	1.500	2.000	2.400	K <sub>S</sub> metho
Ks	0,224	0,230	0,220	0,220	0,216	0,222

Tabela 3.30: Factores de corte de **Timoshenko**, K<sub>s</sub>, obtidos dos modelos numéricos dos painéis.

Conforme consta na Tabela 3.30, determinou-se um valor médio de 0,222 da gama de 5 vãos modelados para os painéis. Este coeficiente é ligeiramente inferior (9%) ao derivado da formulação analítica resolvida anteriormente na alínea (a) do  $§3.3.4.1 - K^* = 0,243$ . Uma razão para esta variação entre factores pode dever-se à geometria diferenciada da secção transversal adoptada na formulação analítica (simplificada, sem abas *snap-fit*) e na modelação numérica (com abas *snap-fit*), embora ambos os estudos se associem às mesmas constantes elásticas do material laminado. Outro motivo pode ser resultado da influência da deformabilidade por corte dos banzos implícita nos modelos numéricos, ao contrário da formulação analítica onde se desprezou tal efeito.

Tendo em conta um valor médio para o factor de corte de **Timoshenko** (0,23), obtido por duas vias distintas (analítica e numérica), pode retirar-se um outro valor (superior) para o módulo de distorção "efectivo" – 3,0 GPa, retomando novamente as metodologias gráficas aplicadas sobre os resultados experimentais da 2ª Fase (painéis A–D). Uma análise de sensibilidade realizada anteriormente no âmbito da solução numérica para obtenção da constante de torção, *J* (*cf.* Anexo B.3), permitiu indicar um módulo de distorção também naquela ordem de grandeza. Apesar deste último complemento na avaliação da rigidez de corte, dada a proximidade dos valores obtidos, as restantes análises apresentadas na presente tese mantiveram em consideração os valores das constantes elásticas até aqui assumidos:  $G_{ef} = 2,80$  GPa e  $K_S = 0,24$ .

### 3.3.5.2 Análise de vibração (ELS)

Nesta segunda análise, as frequências próprias identificadas experimentalmente são comparadas com as correspondentes estimativas analíticas (osciladores lineares contínuos) e resultados numéricos (simulação à vibração). O objectivo desta análise consistiu em verificar a aplicabilidade das Eqs. (3.19), específicas para elementos de viga, no cálculo daquelas propriedades em painéis de laje multicelulares (simplesmente apoiados). De certa forma, a análise contribuiu também para verificar a calibração dos modelos numéricos desenvolvidos para os painéis, *vd*. Fig. 3.115.



Figura 3.115: Configuração deformada dos três primeiros modos de vibração -L = 2.000 mm.

Os três primeiros modos de vibração da simulação numérica do painel no vão de 2.000 mm são apresentados na Figura 3.115. Enquanto o 1º modo corresponde à oscilação em flexão vertical, o 2º modo corresponde à torção pura do painel. Para todos os vãos, os modelos numéricos apresentam um 3º modo de vibração na configuração deformada distorcional, caracterizada pela flexão vertical das duas abas de extremidade do painel. Na Tabela 3.31 são discriminados, para os dois primeiros modos (flexão e torção), os valores das frequências resultantes dos três estudos desenvolvidos na gama superior do vão (1.500–2.400 mm), tanto para o painel *simples* como *híbrido*. Para este segundo painel, não foram efectuados modelos numéricos, dada a sua reduzida importância no estudo geral.

1' Fre	° Modo – Flexá equência [Hz] (4	<b>ǎo</b> Δ,%)	Painel Vão [mm]	<b>2º Modo – Torção</b> <b>Frequência</b> [Hz] (Δ,%)		
Numérico	Analítico	Experimental	Simples	Experimental	Analítico	Numérico
63 (-06%)	87 (32%)	66	1.500	112	50 (-55%)	88 (-22%)
43 (-10%)	49 (02%)	48	2.000	69	38 (-45%)	61 (-11%)
31 (-08%)	34 (01%)	34	2.400	55	31 (-43%)	45 (-18%)
Numérico	Analítico	Experimental	Hibrido	Experimental	Analítico	Numérico
_	83 (34%)	62	1.500	97	50 (-48%)	_
-	47 (09%)	43	2.000	81	38 (-54%)	_
_	33 (01%)	32	2.400	-	_	_

Tabela 3.31: Comparativo entre os valores experimentais, analíticos e numéricos das frequências próprias, f.

NOTA:  $\Delta$  (%) – variação ou erro face ao correspondente valor experimental.

Na condição *standard* do painel, para o 1º modo de vibração, os erros numéricos face aos resultados experimentais são relativamente reduzidos (inferiores a 10%). Em termos de resolução analítica, os valores são bastante concordantes com os experimentais (erro de 2%), excepto no vão de 1.500 mm (erro de 32%). Este maior diferencial pode dever-se ao facto da formulação analítica subjacente desprezar a influência das consolas dos painéis, sendo esse efeito mais evidente no painel de menor vão. Esta situação reflecte-se, de forma semelhante, nas frequências fundamentais obtidas para o painel *híbrido*.

No 2° modo de vibração, pode constatar-se que as séries de resultados provenientes de ambas as modelações (numérica e analítica) se afastam mais dos valores experimentais que o verificado para o 1° modo, sendo-lhe sempre inferiores. Uma vez mais, as variações analíticas associam-se ao menor vão de ensaio, sendo que estas, neste caso, podem também ser devidas à distorção da secção dos painéis não contabilizada na formulação para vibração em torção (frequências reduzidas em 43%–55%). O mesmo pode ser notado dos resultados obtidos para o painel *híbrido*. Para além disso, os erros numéricos compreendidos entre 11% e 22%, também superiores aos derivados para o 1° modo, levam a presumir efeitos de rigidificação instalados no painel de ensaio quando excitado para vibração à torção. A forma utilizada para grampear os seus apoios (aperto vertical, *cf*. Fig. 3.96) poderá ter sido responsável por restringir a torção da secção transversal, impedindo o seu livre empenamento, não obstante não ter exercido qualquer influência no 1° modo em flexão vertical, conforme desejável (a fim de evitar ressaltos do painel). Por fim, o maior desvio numérico (-22%), no vão de 1.500 mm, pode ser justificado pelo facto de experimentalmente ter sido identificada uma frequência correspondente ao 3° modo de vibração, uma vez que a simulação numérica aponta para um valor nessa ordem de grandeza ( $f_3 = 111,5$  Hz).

Perante a análise comparativa efectuada, em termos de caracterização dinâmica do painel por via das frequências de vibração, pode concluir-se que os modelos numéricos desenvolvidos são suficientemente precisos para a simulação do comportamento estático e dinâmico dos painéis. As formulações analíticas de viga parecem igualmente ajustadas para obter as frequências no elemento de laje, embora limitadas para ordens do vão relativamente reduzidas face ao comprimento total do painel (1.500/2.500 = 0,6).

### 3.3.5.3 Análise linear de estabilidade (ELU)

A análise seguinte foca o fenómeno da estabilidade local das paredes laminadas que formam o painel multicelular. Para tal, foram determinadas analítica e numericamente as cargas críticas de instabilidade, sendo estas também confrontadas com os valores das cargas últimas dos painéis ensaiados até à rotura (FLn.1 – assimétrico e FLn.4 – simétrico). Recorde-se que parte da resolução analítica foi processada anteriormente na alínea (c) do *§3.3.4.1*, em termos da tensão crítica das paredes laminadas em causa. Os valores das cargas críticas para ambos os painéis foram estimados das respectivas tensões instaladas nos banzos (sob compressão uniforme).

Numericamente, foram admitidos 50 modos de instabilidade local. Este conjunto de modos foi estabelecido após processo de simulações sucessivas, assumindo no programa um número menor de modos, na tentativa de identificar qualquer outro modo – lateral por torção ou distorcional. As cargas críticas mantiveram valores relativamente próximos para configurações deformadas semelhantes entre si. Estas podem ser caracterizadas, na sua generalidade, pela rotação do banzo comprimido na configuração de semi-ondas, dispostas assimétrica ou simetricamente na largura da secção do painel em causa, respectivamente – FLn.1 ou FLn.4. Os modos são acompanhados de flexão transversal das almas por compatibilidade com o banzo. A zona inferior da alma e o banzo traccionado mantêm-se indeformados. Nas Figuras 3.116 e 3.117 são apresentadas vistas tridimensionais e cortes longitudinais das configurações deformadas do 1º modo de instabilidade dos painéis assimétrico e simétrico, respectivamente. As principais diferenças entre modos residiram no número de semi-ondas formadas entre as zonas da aplicação das cargas.



*Figura 3.116*: Configuração deformada do primeiro modo de instabilidade do painel assimétrico – FLn.1: (a) vista geral, (b) corte longitudinal tridimensional 1-1' e (c) corte lateral 1-1' na posição X = 185 mm.



*Figura 3.117*: Configuração deformada do primeiro modo de instabilidade do painel simétrico – FLn.4: (a) vista geral, (b) corte longitudinal tridimensional 1-1' e (c) corte lateral 1-1' na posição X = 0 mm.

Complementarmente, a título de exemplo, enquanto a Figura 3.118 mostra a vista tridimensional do 20° e 16° modos de instabilidade do painel assimétrico (FLn.1) e simétrico (FLn.4), respectivamente, a Figura 3.119 representa as respectivas configurações deformadas em corte longitudinal (1-1').



*Figura 3.118*: Vistas gerais tridimensionais das configurações deformadas dos modos de instabilidade: (a) 20° do painel assimétrico – FLn.1 e (b) 16° do painel simétrico – FLn.4.



*Figura 3.119*: Cortes longitudinais das configurações deformadas dos modos de instabilidade: (a) 20° do painel assimétrico – FLn.1 (X = 270 mm) e (b) 16° do painel simétrico – FLn.4 (X = 0).

Na Tabela 3.32 encontra-se resumido o comparativo entre os estudos efectuados, tendo-se optado por apresentar os resultados numéricos relativos ao par de modos acima referido (por painel). Destes incluem-se os valores das cargas críticas ( $P_{cr,num}$ ), o número de semi-ondas ( $N_{s-o}$ ) e os comprimentos de semi-ondas ( $L_{s-o}$ ). Tanto o número como o comprimento das semi-ondas foram determinados por observação das configurações deformadas dos painéis, *vd*. Figs. 3.116 a 3.119. No segundo caso, a dimensão estimada foi relacionada com o comprimento dos elementos de *shell* na direcção longitudinal (20 mm).

Em primeira análise sobressai a coincidência entre os resultados experimental e numérico (1º modo) para o painel simétrico – FLn.4. Tal facto pode justificar que a rotura observada no ensaio daquele painel tenha sido sobretudo condicionada pelos efeitos de instabilidade local do banzo comprimido, embora sem ter sido visualmente evidente uma configuração deformada em semi-ondas, *vd*. Figs. 3.82 e 3.84. Recorde-se que a rotura foi caracterizada de uma forma abrupta pela separação total das ligações banzoalma sob um dos pontos de aplicação das cargas. Porém, no que respeita ao painel assimétrico – FLn.1, o valor da carga crítica obtida numericamente é relativamente superior à força última do ensaio (*ca*. 32%). Neste caso, a rotura observada pode estar associada a uma combinação de efeitos como a que foi

descrita na parte experimental, com menor relevância para o fenómeno da encurvadura local – corte rasante nos nós banzo-alma, com subsequente perda de resistência nessas uniões, seguindo-se o esmagamento localizado nas almas, que provocou a delaminação do banzo superior e a consequente separação final dos nós superiores, *vd*. Figs. 3.81 e 3.83.

Carga	Experimental	Analítica			Numéric	a	
Painel	<b>F</b> <sub>u,exp</sub>	P <sub>cr,ana</sub> <sup>(1)</sup>	Modo de	P <sub>cr,num</sub>	N <sub>s-o</sub>	$L_{s-0}^{(2)}$	Configuração
	[kN]	[kN]	instabilidade	[kN]	[-]	[mm]	dos modos
FLn.1 assimétrico	119	126	1°	174	7	100	local, com semi-
		120	20°	227	13	110	(FLn.1) ou simétri-
FLn.4 simétrico	161	110	1°	161	7	110	- cas (FLn.4) trans- versalmente no
	101	110	16°	192	11	110	compressão

Tabela 3.32: Análise de instabilidade local do painel assimétrico - FLn.1 e painel simétrico - FLn.4.

<sup>(1)</sup> Aplicação das Eqs. (3.15) a (3.17) para tensão crítica local do banzo, considerando a rigidez elástica conferida pelas almas.

<sup>(2)</sup> Comprimento da semi-onda com maior deformação por instabilidade.

Da simulação numérica, percebe-se a existência de um número similar de semi-ondas no 1° modo de instabilidade em ambos os painéis ( $N_{s \cdot o} = 7$ ), embora de configuração transversal diferenciada, com um comprimento relativamente próximo da largura média dos banzos entre almas ( $L_{s \cdot o} = 100-110$  mm e b = 90 mm), *i.e.*, placas praticamente quadrangulares na deformação por encurvadura. Faz-se notar que nos modos superiores ao 1°, os valores das cargas críticas não se afastam muito, pelo menos até ao 10° modo, no entanto, aumentando por norma o número máximo de semi-ondas. Em termos analíticos, os valores das cargas críticas são consideravelmente inferiores aos correspondentes numéricos (variação média de 35%). As expressões analíticas aplicadas parecem indicar estimativas demasiado conservativas para a secção celular em estudo. Conforme apontado anteriormente, tal facto deve estar relacionado com a consideração exclusiva da rigidez elástica conferida pelo par de almas ligadas ao banzo, desprezando o efeito restritivo dos banzos de continuidade.

### 3.3.5.4 Análise geometricamente não linear (ELU)

A última análise numérica em regime geometricamente não linear centra-se essencialmente na rotura dos dois modelos de painéis submetidos à flexão em 4P, no que diz respeito aos seguintes aspectos: (i) comparação dos resultados numéricos com os dos ensaios à rotura – painéis FLn.1 e FLn.4, (ii) verificação do critério de **Tsai-Hill [3.17]** por estimativa da "rotura inicial"<sup>1</sup> e (iii) análise da distribuição de tensões condicionantes nos modelos numéricos correspondentes.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> "Rotura inicial" – rotura verificada no primeiro ponto do painel, para um índice do critério de **Tsai-Hill** unitário –  $I_F = 1$ .

À semelhança do efectuado na análise do comportamento estático dos painéis em serviço, a verificação da adequabilidade dos modelos numéricos aos ensaios experimentais (4*PB*) foi em parte baseada na comparação entre os valores da carga aplicada nos painéis dos modelos ( $F_{SLS,num}$ ) e dos ensaios ( $F_{SLS,exp}$ ) para o limite de flecha de L/200 = 7,5 mm. De igual forma, comparam-se os valores numéricos das cargas críticas ( $P_{cr,num}$ ), para o 1° modo de instabilidade local, com as cargas últimas ou máximas dos ensaios à rotura (tendo em conta a proximidade absoluta verificada no painel simétrico – FLn.4). A análise do critério de **Tsai-Hill** foi realizada por duas fases, nos seguintes termos: (i) quantificação do nível de carga  $F_{IF,I}$  correspondente ao índice máximo unitário de **Tsai-Hill** ( $I_F = 1$ ) atingido pela primeira vez num dado ponto do painel – "rotura inicial" e (ii) avaliação das zonas danificadas, *i.e.*, em rotura ( $I_F > 1$ ) – identificação visual das configurações deformadas dos painéis. A Tabela 3.33 resume os níveis de carga mencionados, de índole experimental e numérica.

<i>Tabela 3.33</i> : Análise	geometricamente nã	o linear do	painel	assimétrico -	FLn.1	e painel s	simétrico -	- FLn.4.
	8		r ······			- r		

	Carga expe	rimental [kN]	Carga numérica [kN]			
Painel	serviço última		Relaçao	serviço	rotura inicial	crítica
	F <sub>SLS,exp</sub>	<b>F</b> <sub>u,exp</sub>	- ir.i / - u,exp	F <sub>SLS,num</sub>	$\mathbf{F}_{\mathbf{IF}=1}$	P <sub>cr,num</sub>
FLn.1 assimétrico	32	119	0,74	28	89	174
FLn.4 simétrico	31	151 – 161	0,61	26	99	161

Para uma melhor interpretação do comportamento em análise, os diagramas da Figura 3.120 mostram as curvas *Força – Deslocamento a meio vão* ( $F - \delta_{1/2}$ ) dos resultados numéricos e experimentais dos painéis assimétrico – FLn.1 e simétrico – FLn.4, sobrepondo-se naquelas curvas 5 pontos de carga "notáveis" (A, B, C, D e E) correspondentes a níveis inferiores e superiores à carga última experimental.



*Figura 3.120*: Curvas *F* – δ<sub>1/2</sub> numéricas (linear e não linear) e experimentais:
(a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4.
(NOTA: curva diferencial a ponteado relativa à trajectória de pós-encurvadura).

A partir da análise da Tabela 3.33 e dos gráficos da Figura 3.120, pode verificar-se uma superioridade relativa do nível de rigidez experimental dos painéis face aos dos modelos numéricos correspondentes, sobretudo nos regimes iniciais em serviço. Para o limite de flecha L/200, os valores numéricos das cargas são 13% (FLn.1) a 16% (FLn.4) inferiores aos das respectivas cargas de ensaio. Ao contrário do comparativo entre os resultados numéricos e experimentais para flexão  $3PB^1$ , estes maiores desvios estão relacionados com a maior restrição à rotação conferida pelo sistema de apoios utilizado nos ensaios à rotura para flexão 4PB – rótulas em vez de rolamentos, tal como já constatado anteriormente.

As roturas "iniciais" foram estimadas numericamente nos painéis assimétrico e simétrico para valores de carga de 89 kN e 99 kN, respectivamente (pontos B, vd. Fig. 3.120). Em relação aos respectivos valores máximos obtidos dos ensaios (119 kN e 161 kN), aqueles níveis de carga permitem constatar uma aplicação relativamente conservativa do critério de **Tsai-Hill**, subjacente aos carregamentos aplicados nos painéis (rácios  $F_{IF.I}/F_{u,exp} = 0,74 - 0,61$ , respectivamente), vd. Tabela 3.33. Repare-se que o nível de carga correspondente ao índice unitário daquele critério ( $I_F = 1$ ) corresponde à primeira rotura ocorrida num dado ponto do painel, mantendo-se todos os restantes representados por um índice ainda inferior à unidade, *i.e.*, o painel ainda apresenta capacidade resistente até ao seu colapso final para níveis de carga superiores. Estes resultados são concordantes com estudos efectuados sobre perfis pultrudidos de GFRP com secção em I **[3.106,3.107]**.

Na Figura 3.121 apresenta-se um resumo das configurações deformadas de ambos os painéis, que indicam a distribuição de elementos nos modelos para vários índices de rotura ( $I_F$ ). Na prática, efectuou-se uma correspondência com os pontos notáveis assinalados na Figura 3.120, desde o ponto A ( $I_F < 1$ ), passando pela rotura "inicial" ( $I_F = 1$ , ponto B) e rotura experimental ( $I_F > 1$ , ponto C), até aos índices associados à carga crítica ( $I_F > 1$ , ponto D) e a um nível de carga de pós-encurvadura ( $I_F > 1$ , ponto E). Faz-se notar que, para os pontos de carga seleccionados, os valores máximos registados no índice IFnem sempre ocorreram no mesmo ponto do painel (situação mais notória no painel simétrico – FLn.4).

No painel assimétrico – FLn.1, o critério de rotura é atingido em primeiro lugar num nó de ligação banzo-alma superior (ponto 11.993), na zona de extremidade da secção com a aba *snap-fit* disposta do lado inferior. O colapso do painel inicia-se naquela região preferencial, junto a um dos pontos de aplicação das cargas, tal como foi observado no correspondente ensaio 4*PB* – FLn.1. O critério de rotura evolui no painel de forma assimétrica, sobre a região próxima dos restantes pontos de ligação superior entre pontos de carga, sendo o índice máximo atingido sempre no mesmo elemento até ao nível de carga correspondente à rotura última experimental. A modelação indica uma carga crítica (174 kN) claramente superior à carga máxima do ensaio (119 kN), situação que corrobora uma rotura experimental no painel por resistência material sem evidência de instabilidade local. A trajectória de pós-encurvadura é estável, sendo

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Erro máximo de 0,5% no vão de 1.500 mm.

clara a perda de rigidez uma vez definido numericamente o 1º modo de instabilidade ( $P_{cr,num} = 174$  kN), vd. Fig. 3.120 (a) – curva ponteada. A partir deste nível, o índice máximo ocorre num nó a meio vão do painel, também localizado superiormente na extremidade da secção.



*Figura 3.121*: Diagramas do critério de **Tsai-Hill** (TSAIH) para os níveis de carga "notáveis" (pontos A–E) e pormenor na rotura "inicial": (a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4.
(NOTA: configurações deformadas ampliadas em 2.x e cor cinza da escala TSAIH para I<sub>F</sub> > 1)

Em relação ao painel simétrico – FLn.4, o critério de rotura é iniciado num nó de ligação banzo-alma superior (ponto 6.774), correspondente a uma união de extremidade da secção, exactamente sob um dos pontos de aplicação das cargas. Devida à simetria modular do painel, o índice de rotura atinge pela primeira vez a unidade praticamente em simultâneo nos restantes três pontos extremos da secção sob os pontos de carga. No entanto, os diagramas de **Tsai-Hill** sugerem também o desenvolvimento de roturas "iniciais" muito próximas dos níveis anteriores numa região significativa de elementos correspondente à parte central do banzo superior da respectiva unidade celular, *vd*. Fig. 3.121 (b) pormenor. Esta configuração apresenta-se disposta simetricamente sobre o banzo superior por quatro regiões – próximas das secções de carga em zonas internas de flexão pura.

Para além dos aspectos anteriores, importa referir que a partir do nível de carga imediatamente a seguir à rotura "inicial", o índice máximo do critério é sempre atingido em pontos das regiões do banzo mencionadas, variando porém entre elas. Por este motivo, pode afirmar-se que o colapso do painel é iniciado em 2 elementos (alma e banzo) submetidos a combinações de tensões distintas, progredindo de modo mais condicionante sobre elementos da zona central do banzo. Esta situação, a par da semelhança entre valores da carga crítica numérica e da máxima experimental, justificam a rotura do painel por efeito de instabilidade local do banzo superior. Para os níveis de carga modelados na vizinhança da rotura experimental, a configuração deformada do índice  $I_F$  apresenta-se tipicamente no modo de encurvadura por semi-ondas na parede do banzo superior, tal como constatado na análise anterior, embora no ensaio não tenham sido observados sinais claros daquele fenómeno devido ao carácter abrupto do colapso do painel. Imediatamente após o nível de carga crítica / última, a trajectória de pós-encurvadura mostra uma redução da rigidez global do painel, mais significativa que a relacionada com o comportamento do painel assimétrico.

Por último, de modo a concluir sobre as roturas envolvidas em cada painel, as observações anteriores devem ser ainda complementadas por uma análise de tensões focada sobretudo nas zonas críticas identificadas nos modelos, *vd*. Figs. 3.122.



*Figura 3.122*: Curvas da evolução  $I_F - F$  e rácios de tensões num ponto dos painéis: (a) assimétrico e (b) simétrico.

Nas Figuras 3.122 (a) e (b) são apresentadas curvas da evolução do índice de **Tsai-Hill** com o nível de carga,  $(I_F - F)$ , associadas aos pontos de rotura "inicial" nos painéis assimétrico e simétrico, respectivamente: FLn.1 – ponto 11.993 e FLn.4 – ponto 7.508<sup>1</sup>. Para compreender a influência das tensões no critério de **Tsai-Hill**, interessa relembrar que este depende das relações entre as tensões actuantes e as tensões últimas do material (elevadas ao quadrado), *cf*. Eq. (3.7) (p. 3.23). Por essa razão, sobre as curvas dos gráficos da Figura 3.122 encontram-se assinaladas as principais relações de tensões estabelecidas no critério (rácios de tensões longitudinal –  $(\sigma_{II}/X)^2$ , transversal –  $(\sigma_{22}/Y)^2$  e tangencial –  $(\sigma_{I2}/S)^2$ ), de modo a aferir a contribuição de cada componente de tensão na rotura "inicial" pelo critério de rotura. Em paralelo, pode acompanhar-se nas Figuras 3.123 (a) e (b) as várias distribuições de tensões nos modelos assimétrico e simétrico, respectivamente, para o nível de carga associado à rotura "inicial": painel FLn.1 –  $F_{IF,I} = 89$  kN e painel FLn.4 –  $F_{IF,I} = 99$  kN.



*Figura 3.123*: Diagramas de tensões longitudinais (S11 =  $\sigma_{11} = \sigma_{j,L}$ ), tensões transversais (S22 =  $\sigma_{22} = \sigma_{f,T}$ ) e tensões de corte (S12 =  $\sigma_{12} = \tau_{LT}$ ) na rotura "inicial": (a) painel assimétrico – FLn.1 e (b) painel simétrico – FLn.4.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Painel FLn.4 – opção por seleccionar o ponto 7.508 associado ao banzo central em detrimento do ponto 6.774 relativo à alma, em virtude do índice máximo ser atingido no primeiro a partir do nível de carga imediatamente a seguir à rotura "inicial".

Importa destacar que a análise das tensões se concentra nos elementos críticos, seleccionados por apresentarem o máximo valor (unitário) em termos do critério de **Tsai-Hill**, conforme as regiões assinaladas na Figura 3.123 – envolvente ao ponto 11.993 no painel FLn.1 e envolvente aos pontos 6.774 e 7.508 no painel FLn.4. Deste modo, os elementos críticos apresentam naturalmente tensões quase sempre inferiores às máximas em determinada direcção, também como identificados na Figura 3.123.

Da análise conjunta das Figuras 3.122 e 3.123, pode concluir-se que a rotura no painel assimétrico – FLn.1 pelo critério de **Tsai-Hill** é bastante condicionada pela resistência à tracção na direcção transversal, numa zona de ligação banzo-alma próxima de um dos pontos de aplicação das cargas (ponto 11.993). A tensão transversal actuante é cerca de 92% da tensão última transversal do material (31/34 MPa). Para o nível de carga associado à rotura experimental, podem ser deduzidas relações similares das componentes de tensão. O índice de rotura apresenta uma evolução praticamente sempre linear, aumentando subitamente a partir do nível relacionado com a carga crítica de instabilidade.

A rotura "inicial" no painel simétrico – FLn.4 é igualmente condicionada pela resistência à tracção do material na direcção transversal, porém na zona central do banzo próximo de um ponto de carga (ponto 7.508) – contribuição de 88% da respectiva tensão actuante (30/34 MPa) face a 27% das correspondentes tensões últimas longitudinal e tangencial. A variação do índice de rotura para a região referida do banzo é não linear (crescente) até próximo do nível da carga crítica a par da última experimental, em virtude da contribuição cada vez mais elevada da componente transversal da tensão. A partir desse instante, aumenta a não linearidade da evolução do índice devido ao pico daquela tensão em resultado da encurvadura do banzo com deformação em semi-ondas, reduzindo-se logo de seguida em regime de pós-encurvadura por anulamento gradual da mesma. Para um nível quase simultâneo da rotura anterior, o critério mostra que a rotura também é influenciada pela resistência ao corte do nó de ligação banzo-alma sob um dos pontos de carga (ponto 6.774) – contribuição de 98% da tensão tangencial actuante (36/37 MPa). A evolução do índice para esta região indica uma tendência caracterizada por uma maior linearidade do que o andamento do índice anterior. Faz-se notar que, em ambas as situações, a progressão da rotura associa-se a um rácio muito mais elevado entre tensões transversais do que longitudinais, dada a fraca resistência transversal do material.

Esta última análise realizada, considerando efeitos geometricamente não lineares, permitiu complementar as anteriores (estática linear e de estabilidade) no que respeita à avaliação do comportamento à rotura ("inicial") do painel multicelular. Concluíram-se comportamentos diferenciados no painel, apenas devido à configuração geométrica das extremidades da sua secção transversal – com e sem abas *snapfit*, com igual influência na sua capacidade resistente. Porém, em ambas as tipologias de secção abordadas pode afirmar-se que a resistência à tracção do material na direcção transversal (34 MPa) foi fortemente preponderante nos modos e níveis de rotura assinalados por resistência material e instabilidade local, respectivamente, no painel assimétrico e simétrico. Embora menos condicionante que a anterior, a resistência tangencial (37 MPa) exerceu igualmente uma influência significativa na rotura desenvolvida exactamente sob um ponto de aplicação do carregamento. Relembre-se que as tensões resistentes assumidas para o material laminado foram avaliadas por via experimental em provetes de ensaio. Como expectável, as resistências transversais do material, sobretudo em tracção, caracterizadas pelas suas reduzidas capacidades, tomam uma maior relevância nos "pontos fracos" do painel, como sejam nos nós de ligação banzo-alma pertencentes essencialmente às cavidades celulares de extremidade da secção.

# 3.4 CONCLUSÕES

Este capítulo iniciou-se com a apresentação do painel multicelular pultrudido de GFRP, estudado ao longo da presente tese com o objectivo da sua aplicação num protótipo de ponte pedonal. Foi efectuada uma caracterização geométrica da secção transversal e um reconhecimento físico e material das paredes laminadas que a constituem, tendo sido detectada uma variabilidade assinalável nas espessuras dos banzos e das almas. Para além disso, foi possível constatar, com alguma frequência, determinadas falhas de material na secção, sobretudo nas zonas de ligação banzo-alma. Embora esta situação sugerisse um controlo de qualidade menos apertado no processo de pultrusão do painel, o registo dimensional realizado a vários níveis na secção foi quase sempre enquadrado nas tolerâncias indicadas pelo fabricante. Em seguida, foi efectuado um levantamento das principais características de outros materiais envolvidos no conjunto de trabalhos experimentais executados no âmbito das investigações da tese, nomeadamente adesivos, espumas e ligantes. O plano de todas as campanhas experimentais foi sintetizado em conformidade com a terminologia adoptada nas diversas séries de ensaio.

O capítulo teve continuidade na apresentação de um conjunto de resultados de ensaios experimentais, em que se pretendeu caracterizar mecanicamente o material pultrudido do painel, a sua secção submetida à compressão (longitudinal e transversal) e avaliar o comportamento à perfuração estática dos laminados dos banzos. Desta investigação de cariz experimental resultaram as seguintes conclusões:

- Das propriedades médias de ensaio resultaram valores característicos das propriedades mecânicas do material do painel que permitem classificá-lo na classe E23 segundo a norma EN 13706:2002;
- Embora as propriedades de resistência avaliadas na direcção principal sejam bastante superiores aos valores normativos, bem como em termos de rigidez, no que respeita à direcção transversal, ambas as propriedades axiais (compressão e tracção) foram inferiores aos limites estabelecidos naquela norma. Neste ponto, destaca-se a reduzida resistência à tracção do material na direcção "fraca", segundo uma diferença de 56% entre o valor característico avaliado e o normativo;
- Na caracterização experimental do material não foi viável a determinação das propriedades de corte no plano (tensão tangencial última e módulo de distorção), devido à insuficiência dimensional dos provetes face ao requerido, em especial das almas da secção do painel;

- As propriedades de rigidez "efectivas" do material laminado foram estimadas com base em hipóteses simplificativas da teoria CLT, assumindo simetria e balanceamento da sua estrutura laminada;
- O ensaio de compressão longitudinal da secção não permitiu concluir sobre a incerteza das correspondentes propriedades obtidas do ensaio do material em provetes à escala *menor*, sobretudo no que respeita ao módulo de elasticidade à compressão;
- Ao nível do plano da secção, o ensaio de compressão transversal permitiu avaliar uma resistência última considerável do painel submetido a cargas concentradas na direcção perpendicular. As roturas foram devidas ao esmagamento do material das almas, conduzindo ao seu corte último na direcção das fibras de reforço, sem ocorrerem fenómenos de instabilidade nessas paredes verticais;
- O ensaio estático à perfuração dos laminados dos banzos (4 mm) demonstrou a susceptibilidade destes serem perfurados por entalhadores (Ø6–10 mm) para cargas de penetração próximas do dobro do peso médio de uma pessoa. Essas forças *quasi* estáticas podem ser relacionada com as de natureza dinâmica amplificadas nos modos de passada em corrida rápida e *sprint* de uma pessoa.

Na segunda parte do capítulo foi estudado o comportamento mecânico do elemento de laje em flexão. Inicialmente, foram descritos os métodos existentes na bibliografia de referência para a análise da deformabilidade em painéis multicelulares. Por um lado, estes centram-se na aplicação de modelos de viga, que incluam o efeito do corte no comportamento unidireccional, na análise de tabuleiros de pontes formados por painéis de laje simplesmente apoiados ou encastrados em dois bordos e livres nos outros dois opostos. Por outro lado, métodos de placa ortotrópica equivalente devem ser tidos em conta de modo a considerar um comportamento bidireccional na análise de tabuleiros sob condições *não triviais* (vão transversal não singular), bem como nos casos de cargas concentradas. As propriedades mecânicas modeladas são posteriormente aplicáveis nas teorias das placas compósitas laminadas finas, derivadas da base clássica CLT.

O painel multicelular de estudo foi submetido a um conjunto de ensaios estáticos e dinâmicos em flexão (*3PB* e *4PB*) na sua direcção principal (pultrusão) e na condição de laje simplesmente apoiada. A investigação experimental conduzida à escala individual do elemento de laje foi complementada por formulações analíticas e simulações numéricas, as quais permitiram avaliar com maior rigor o comportamento em serviço e à rotura, sobretudo as propriedades de rigidez "efectivas" (equivalentes de viga). Do eixo da investigação experimental realizada podem destacar-se as seguintes conclusões:

- Numa primeira fase dos ensaios estáticos, foi verificada uma variabilidade considerável da rigidez de flexão dos painéis, em que a dúvida sobre determinados níveis de deformabilidade atingidos nos painéis motivou a repetição dos ensaios em serviço (L/200);
- Para os novos ensaios alargou-se a gama de vãos ensaiados (800–2.400 mm) e foi utilizado um outro sistema de apoios (rolamentos) diferente do inicial (rótulas), o qual se revelou bastante mais adequado à rotação sofrida pelos painéis, sobretudo à medida que se reduzia o vão;

- O comportamento dos painéis ensaiados na segunda fase foi bastante mais consistente que o da fase anterior, tanto em deformabilidade como na avaliação das constantes elásticas "efectivas";
- Obtiveram-se os módulos "efectivos"  $E_{ef} = 31,4$  GPa  $\pm 5\%$  e  $G_{ef} = 2,6$  GPa  $\pm 8\%$  (valores médios globais), recorrendo a metodologias gráficas baseadas no modelo de viga de **Timoshenko**;
- Os resultados indicaram uma forte sensibilidade à gama de vãos considerada nos métodos, sobretudo nas gamas extremas, sendo a propriedade da rigidez de corte do painel a mais afectada (assumida simplificadamente apenas pela contribuição das paredes verticais);
- Foram estimadas contribuições do corte na deformabilidade total dos painéis desde 6% a 44% na gama dos vãos de ensaio compreendidos entre 2.400 mm e 800 mm.
- O comportamento até à rotura foi analisado em dois painéis (*assimétrico* e *simétrico*), verificando-se colapsos abruptos devidos a uma combinação de fenómenos tais como: fissurações longitudinais por corte rasante nas zonas de ligação banzo-alma, esmagamentos localizados nas almas sob os pontos de carga e enrugamento do material que conduziu à delaminação do banzo superior consequente na separação final dos nós banzo-alma superiores;
- A forma em semi-onda verificada no banzo superior do painel *assimétrico* sugeriu também que fenómenos de instabilidade local possam ter estado na origem das roturas observadas nos painéis, embora segundo modos diferenciados devido à forma da secção multicelular (*assimétrica* e *simétrica*);
- O modo de rotura no painel *simétrico* ocorreu de forma mais uniforme ao longo da largura da secção (roturas em todas as almas) comparativamente ao do painel *assimétrico*, onde neste último a rotura se desenvolveu numa zona preferencial – junto à aba de ligação de extremidade;
- Foram avaliadas relações de 5 a 7 entre os níveis de resistência e de carga em serviço para o limite de L/200, o que demonstra que a deformabilidade condiciona a verificação da segurança do painel de GFRP;
- A hibridização do painel por preenchimento de espuma no seu núcleo teve um efeito praticamente insignificante na rigidez de flexão na direcção longitudinal da pultrusão;
- A frequência e o amortecimento do painel de estudo foram identificados experimentalmente, compreendendo uma gama de valores entre 31 Hz e 112 Hz e 0,2% e 1,0%, respectivamente, em função do vão (1.500–2.400 mm) e do modo de vibração excitado (flexão vertical e torção).

Da série de estudos analíticos efectuados podem ser resumidas as seguintes conclusões:

 A rigidez de corte do painel foi avaliada com base numa formulação analítica desenvolvida para a secção multicelular de estudo, formada por paredes laminadas ortotrópicas de GFRP, a qual resultou de uma extensão das propostas devidas a Timoshenko – Cowper – Bank para cálculo do factor de corte de Timoshenko em secções tubulares limitadas por 3 células;

- Obteve-se um factor de Timoshenko de 0,24 na condição das paredes da secção serem constituídas por material compósito idêntico e diferenciado pelo coeficiente de Poisson *menor* das almas;
- Foi possível estabelecer da formulação relações entre a área de corte e a área total da secção inferiores (8%) à relação admitida no modelo de viga simplificado de Timoshenko aplicado nas metodologias gráficas referidas (EN 13706:2002);
- Os resultados analíticos do factor de corte permitiram assegurar uma avaliação mais rigorosa do módulo de distorção "efectivo" da secção (G<sub>ef</sub> = 2,8 GPa, valor "corrigido"), sendo este superior ao avaliado simplificadamente por via gráfica (relativamente reduzido face aos valores indicados na literatura de referência);
- O modelo de viga de Timoshenko revelou-se bastante adequado na modelação analítica da deformabilidade do painel ortotrópico, com deslocamentos muito próximos dos limites experimentais (*L*/200), uma vez este estar associado ao cálculo das constantes elásticas efectivas da secção (*inc.* "corrigidas") utilizadas nas metodologias gráficas (EN 13706:2002);
- A aproximação anterior foi mais evidente, segundo diferenças inferiores a 3,5%, após correcção dos valores analíticos das flechas devido a um comportamento dos painéis não exactamente linear nos regimes iniciais de carga, por razões de índole experimental – ajustes dos sistemas de apoios e de aplicação do carregamento;
- As tensões longitudinais últimas em flexão estimadas do ensaio à rotura dos painéis (122 MPa) foram bastantes próximas das tensões críticas de encurvadura local obtidas analiticamente para as paredes laminadas dos painéis, em particular dos banzos comprimidos (119 MPa) assumidos como placas restringidas elasticamente nos seus bordos apoiados;
- Atendendo ao ponto anterior, os fenómenos locais por instabilidade dos banzos parecem, em termos analíticos, ter sido condicionantes à iniciação dos modos de rotura observados nos painéis;
- Do cálculo da tensão crítica de encurvadura local das almas, por compressão na direcção transversal, resultou uma estimativa substancialmente mais elevada que a tensão de compressão transversal última estimada dos ensaios à rotura sob os pontos de aplicação das cargas;
- As frequências próprias identificadas nos painéis foram também comparadas com estimativas analíticas calculadas através de formulações de viga (osciladores contínuos), cujos modelos aplicados revelaram uma menor consistência nos modos de vibração por torção e na ordem do vão mais reduzido do painel excitado (1.500 mm) face ao seu comprimento total (2.500 mm).

Os modelos numéricos desenvolvidos para os painéis (*assimétrico* e *simétrico*) permitiram uma melhor compreensão do comportamento mecânico observado nos respectivos ensaios em serviço (*3PB*) e à rotura (*4PB*), a par da adequabilidade das formulações analíticas aplicadas. Para tal, foram simuladas análises (i) estática linear, (ii) de vibração, (iii) de estabilidade e (iv) geometricamente não linear de "rotura inicial", das quais resultaram as seguintes conclusões:

- Os modelos numéricos simularam com bastante razoabilidade o comportamento dos painéis em serviço, dada a consistência dos deslocamentos obtidos em relação aos experimentais, sobretudo nos vãos mais curtos (possivelmente, devido a rotações nos apoios menos condicionantes);
- Na generalidade, as flechas obtidas pela modelação na gama de vãos analisada foram conservativas quando comparadas aos respectivos limites de deformabilidade (*L*/200);
- Os modelos confirmaram uma deformação transversal diferenciada nas duas tipologias de painel, tendo sido notório o efeito da deformabilidade transversal no painel modificado com secção *simétrica* (máxima nas extremidades e mínima na zona central);
- Para além do efeito anterior, foi possível concluir acerca de outro efeito "não clássico" não incluído na teoria de **Timoshenko** – *shear lag* ao longo dos banzos dos painéis celulares – similar em ambas as secções, com reduções das tensões longitudinais próximas de 10% (entre almas);
- Para a gama de vãos abordada, numericamente, foi também obtido um factor de corte de Timoshenko de 0,22 (inferior em 9% ao derivado da formulação analítica), o que sugeriu um módulo de distorção da secção celular ainda mais elevado (G<sub>ef</sub> = 3,0 GPa) que o anterior "corrigido";
- Uma análise de sensibilidade realizada no âmbito da solução numérica para aferição da constante de torção permitiu igualmente concluir acerca do valor anterior do módulo G<sub>ef</sub> (mais elevado);
- A análise de vibração confirmou a adequada simulação do comportamento dos painéis em serviço, em virtude da boa correlação entre frequências sobretudo no modo de vibração em flexão;
- A análise de estabilidade dos modelos permitiu identificar modos locais de instabilidade nos banzos dos painéis caracterizados pela sua rotação na configuração de semi-ondas dispostas assimétrica e simetricamente na largura da secção consoante o painel em causa: *referência* e *simétrico*;
- A aproximação entre as cargas críticas obtidas dos modelos e as cargas últimas registadas nos ensaios parecem justificar que as roturas ocorridas nos painéis tenham sido condicionadas por efeitos de instabilidade local do banzo comprimido, entre pontos de carga, sobretudo no painel *simétrico* em que se constatou uma coincidência entre os valores daquelas cargas;
- Dada a maior diferença entre as cargas crítica e última do painel de *referência*, o efeito anterior
  parece ter sido menos relevante no modo de rotura observado do que os efeitos combinados resultantes do corte rasante nas ligações banzo-alma e subsequente esmagamento localizado das
  almas responsável por conduzir à delaminação do banzo superior e separação final dos nós;
- As roturas "iniciais" estimadas numericamente permitiram concluir uma aplicação relativamente conservativa do critério de rotura de **Tsai-Hill**, atendendo a uma relação média de 0,7 entre a carga correspondente à primeira rotura ocorrida num dado ponto do painel e a carga última experimental;
- As análises geometricamente não lineares indicaram que as roturas "iniciais" nos painéis foram essencialmente condicionadas pela resistência do material na direcção transversal ("fraca"), quer nas zonas de ligação banzo-alma (painel *assimétrico*), quer nas zonas centrais do banzo superior (painel *simétrico*), ambas próximas de um dos pontos de aplicação das cargas em flexão a 4P.

# 3.5 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [3.1] Lee SW (2010); "Construction specification Delta Deck<sup>™</sup> SF75L for footbridge deck installation". Technical Document (internal), *Kookmin Composite Infrastructure, Inc*, Seoul.
- [3.2] ISO 1172 (1996); "Textile-glass-reinforced plastics Prepregs, moulding compounds and laminates – Determination of the textile-glass and mineral filler content: Calcination methods". *International Organization for Standardization* (ISO), Genève.
- [3.3] SIKA Portugal, SA Ficha de produto (2007); "SikaDur<sup>®</sup> 31-CF". Nº ID: 5.39, versão nº 2.
- [3.4] SIKA Portugal, SA Ficha de produto (2008); "SikaForce<sup>®</sup> 7710-L100". Nº ID: 4.01, versão nº 10.
- [3.5] Valarinho L, Correia JR, Branco FA (2013); "Experimental study on the flexural behaviour of multi-span transparent glass–GFRP composite beams". *Construction and Building Materials*, 49:1041–1053.
- [3.6] SYNTHESIA ESPAÑOLA Ficha de produto (2007); "Sistema de colada 481-N y 481L-N".
- [3.7] SIKA Portugal, SA Ficha de produto (2008); "Sikafloor<sup>®</sup> 156". Nº ID: 8.32, versão nº 8.
- [3.8] SIKA Portugal, SA Ficha de produto (2007); "Sikafloor<sup>®</sup> 400 N Elastic". Nº ID: 8.02, versão nº 6.
- [3.9] Sá MF (2007); "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". *Tese de Mestrado em Engenharia de Estruturas*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [3.10] Correia JPRR (2008); "GFRP pultruded profiles in civil engineering: hybrid solutions, bonded connections and fire behaviour". *Tese de Doutoramento em Engenharia Civil*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [3.11] Creative Pultrusions (1999); "The new and improved pultex pultrusion design manual for standard and custom fibre reinforced polymer structural profiles".
- [3.12] Davalos JF, Qiao PZ, Barbero EJ (1996); "Multiobjective Material Architecture Optimization of Pultruded FRP I-Beams". *Composite Structures*, 35:271–281.
- [3.13] Jones RM (1999); "Mechanics of Composite Materials". *Taylor & Francis*, Philadelphia.
- [3.14] Daniel IM, Ishai O (1994); "Engineering Mechanics of Composite Materials". *Oxford University Press*, New York.
- [3.15] Reddy JN (2004); "Mechanics of Laminated Composite Plates and Shells: Theory and Analysis". *CRC Press*, New York.
- [3.16] Barbero EJ (1998); "Introduction to Composite Materials Design", *Taylor & Francis*, Philadelphia.
- [3.17] Tsai-Wu (1988); "Composites Design". *Think Composites*, Dayton.
- [3.18] Bank LC (2006); "Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials". John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.

- [3.19] Barbero EJ (2013); "Finite Element Analysis of Composite Materials: using Abaqus". *CRC Press*, New York.
- [3.20] Guedes RM (1997). "Previsão da vida útil de materiais compósitos de matriz polimérica". *Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, FEUP, Porto.
- [3.21] EN 13706 (2002); "Reinforced plastics composites Specifications for pultruded profiles. Part 1: Designations; Part 2: Methods of Test and General Requirements; Part 3: Specific Requirements". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [3.22] Emanuel T (2011); "Comportamento em serviço de tabuleiros de pontes pedonais constituídas por perfis pultrudidos de GFRP ligados por encaixe". *Tese de Mestrado Integrado em Engenharia Civil*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [3.23] Clarke JL, *ed.* (1996). "Structural Design of Polymer Composite". EuroComp, Design Code and Handbook. *The European Structural Polymeric Composites Group. E & FN Spon*, London.
- [3.24] ISO 527 (1997); "Determination of tensile properties". *International Standards Organization* (ISO), Genève.
- [3.25] ISO 14125 (1998). "Fibre-reinforced plastic composites. Determination of flexural properties". *International Standards Organization* (ISO), Genève.
- [3.26] ASTM D 695 (2002); "Standard test method for compressive properties of rigid plastics". *American Society for Testing and Materials* (ASTM), West Conshohocken, PA.
- [3.27] ISO 14130 (1997); "Fibre-reinforced plastic composites: Determination of apparent laminar shear strength by short-beam method", *International Standards Organization* (ISO), Genève.
- [3.28] ISO 1172 (1996); "Textile-glass-reinforced plastics Prepregs, moulding compounds and laminates – Determination of the textile-glass and mineral filler content – Calcination methods". *International Standards Organization* (ISO), Genève.
- [3.29] Sonti SS, Barbero EJ (1996); "Material characterization of pultruded laminates and shapes". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 15: 701–717.
- [3.30] ASTM D 5379 (1995); "Standard test method for shear properties of composite materials by the V-Notched beam method". *American Society for Testing and Materials* (ASTM), West Conshohocken, PA.
- [3.31] ISO 527-5 (1997); "Determination of tensile properties Part 5: Test conditions for unidirectional fibre reinforced plastic composites". *International Standards Organization* (ISO), Genève.
- [**3.32**] Hodgkinson JM (2000); "Mechanical testing of advanced fibre composites", *CRC Press LLC*, Boca Raton, California.

- [3.33] Wang Y, Zureick A-H (1994); "Characterization of the longitudinal tensile behaviour of pultruded I-shape structural members using coupon specimens". *Composite Structures*, 29:463–472.
- [3.34] NP EN 1990 (2009); "Eurocódigo 0: Base para o projecto de estruturas". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [3.35] Italian National Research Council CNR-DT 205/2007 (2008); "Guide for the design and construction of structures made of FRP pultruded elements". Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction (CNR), Roma.
- [3.36] Davalos JF, Qiao PZ, Barbero EJ (1996); "Multiobjective material architecture optimization of pultruded FRP I-beams". *Composite Structures*, 35:271–281.
- [3.37] Davalos JF, Salim HA, Qiao PZ, Lopez-Anido R, Barbero EJ (1996); "Analysis and design of pultruded FRP shapes under bending". *Composites: Part B Engineering*, 27(3-4): 295–305.
- [3.38] Davalos JF, Qiao PZ (1999); "A computational approach for analysis and optimal design of FRP beams". *Computers & Structures*, 70: 169–18.
- [3.39] Almeida LF, Nunes F, Silvestre N, Correia JR, Gonilha J (2014); "Web-crippling of GFRP pultruded profiles. Part 1: experimental study". *Composite Part B (submitted)*.
- [3.40] EN 1991-2 (2003); "Eurocode 1: Actions on structures Part 2: Traffic loads on bridges". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [3.41] Park K-T, Kim S-H, Lee Y-H, Hwang Y-K (2005); "Pilot test on a developed GFRP bridge deck". *Composite Structures*, 70:48–59.
- [3.42] Tabiei A, Svansod A, Hargravec M (1996); "Impact behaviour of pultruded composite box beams". *Composite Structures*, 36:155–160.
- [3.43] Found MS, Holden GJ, Swamy RN (1997); "Static indentation and impact behaviour of GRP pultruded sections". *Composite Structures*, 39(3-4):223–228.
- [3.44] Abrate S (1998); "Impact on composite structures". *Cambridge University Press*, Cambridge.
- [3.45] Abrate S (2011); "Impact engineering of composite structures". *CISM Courses and lectures*, Vol. 526. *Ed.* Abrate S, *Southern Illinois University*, Carbondale.
- [3.46] Wen HM (2001); "Penetration and perforation of thick FRP laminates". *Composites Science and Technology*, 61:1163–1172.
- [3.47] Sutherland LS, Guedes Soares C (2012); "The use of quasi-static testing to obtain the low-velocity impact damage resistance of marine GRP laminates". *Composites: Part B*, 43:1459–1467.
- [3.48] Chotard TJ, Benzeggagh ML (1998); "On the mechanical behaviour of pultruded sections submitted to low-velocity impact". *Composites Science and Technology* 58:839–854.
- [3.49] Cantwell WJ (2007); "Geometrical effects in the low velocity impact response of GFRP". *Composites Science and Technology*, 67:1900–1908.

- [3.50] Bachmann H, Amman W (1987); "Vibrations in structures induced by man and machines". In *Structural Engineering Documents*, 3, IABSE, Zurich.
- [3.51] Zivanovic S, Pavic A, Reynolds P (2005); "Vibration serviceability of footbridges under human induced excitation: A literature review". *Journal of Sound and Vibration*, 279:1–74.
- [3.52] Mallick PK (1993); "Fiber-Reinforced Composites: Materials, Manufacturing and Design". Marcel Dekker, New York.
- [3.53] Mottram JT (1993); "Short- and long-term structural properties of pultruded beam assemblies fabricated using adhesive bonding". *Composite Structures*, 25(1–4):387–395.
- [3.54] Bauld NR, Tzeng LS (1984); "A Vlasov theory for fibre-reinforced beams with thin-walled open cross sections". *International Journal of Solids & Structures*, 20(3):277–297.
- [3.55] Barbero EJ, Lopez-Anido R, Davalos JF (1993); "On the mechanics of thin-walled laminated composite beams". *Journal of Composite Materials*, 27(8):806–1029.
- [3.56] Davalos JF, Salim HA, Qiao PZ, Lopez-Anido R, Barbero EJ (1996); "Analysis and design of pultruded FRP shapes under bending". *Composites: Part B Engineering*, 27(3–4): 295–305.
- [3.57] Salim HA, Davalos JF, Qiao PZ, Kiger SA (1997). "Analysis and design of fiber reinforced plastic composite deck-and-stringer bridges". *Composite Structures*, 38:295–307.
- [3.58] Salim HA, Davalos JF (1999). "FRP composite short-span bridges: Analysis, design and testing". *Journal of Advanced Materials*, 31(1):18–16.
- [3.59] Brown B (1998); "Design analysis of single-span advanced composite deck-and-stringer bridge systems". *Master's thesis in Civil Engineering*, West Virginia University, Morgantown, West Virginia.
- [3.60] Qiao PZ, Davalos JF, Brown B (2000); "A systematic approach for analysis and design of single span FRP deck / stringer bridges". *Composites: Part B Engineering*, 31(6–7):593–610.
- [3.61] Zhou A (2002); "Stiffness and strength of fibre reinforced polymer composites bridge deck systems". *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [3.62] Salim HA, Barker M, Davalos JF (2006); "Approximate series solution for analysis of FRP composite highway bridges". *Journal of Composites for Construction*, 10(4):357–366.
- [3.63] Barbero (1991); "Pultruded structural shapes: from the constituents to the structural behaviour". *Journal SAMPE*, 27(1): 25–30.
- [3.64] Bank LC (1989); "Flexural and shear moduli of full-section fibre reinforced plastic (FRP) pultruded beams". *Journal of Testing and Evaluation*, 17(1):40–45.

- [3.65] Lopez-Anido R (1994); "Analysis and design of orthotropic plates stiffened by laminated beams for bridge superstructures". *PhD Dissertation*, Department of Civil and Environmental Engineering, West Virginia University.
- [3.66] Davalos JF, Qiao PZ, Barbero EJ (1996); "Multiobjective material architecture optimization of pultruded FRP I-beams". *Composite Structures*, 35:271–281.
- [3.67] Liu Z (2007); "Testing and analysis of a fiber-reinforced polymer (FRP) bridge deck". *PhD Thesis in Civil Engineering*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [3.68] McGhee KK, Barton FW, Mckeel WT (1991); "Optimum design of composite bridge deck panels. Advances Composites Materials in Civil Engineering Structures". In *Proceedings of the Specialty Conference*, ASCE, Las Vegas, Nevada, 360–370.
- [3.69] Hayes MD, Ohanehi D, Lesko JJ, Cousins TE, Witcher D (2000); "Performance of tube and plate fiberglass composite bridge deck". *Journal of Composites for Construction*, 4(2): 48–55.
- [3.70] Keller T, Schollmayer M (2004); "Plate bending behaviour of a pultruded GFRP bridge deck system". *Composite Structures*, 64:285–295.
- [3.71] Wan B, Rizos DC, Petrou MF, Harries KA (2005); "Computer simulations and parametric studies of GFRP bridge deck systems". *Composite Structures*, 69:103–115.
- [3.72] Park K-T, Kim S-H, Lee Y-H, Hwang Y-K (2005); "Pilot test on a developed GFRP bridge deck". *Composite Structures*, 70:48–59.
- [3.73] Lee J, Kim Y, Jung J, Kosmatka J (2007); "Experimental characterization of a pultruded GFRP bridge deck for light-weight vehicles". *Composite Structures*, 80:141–151.
- [3.74] Kim H-Y, Park K-T, Jeong J, Lee Y-H, Hwang Y-K, Kim D (2009); "A pultruded GFRP deck panel for temporary structures". *Composite Structures*, 91:20–30.
- [3.75] Keller T (2004); "Fibre-reinforced polymer bridge decks Status report and future prospects". *Bridge Design & Engineering (www.cobrae.org)*.
- [3.76] Razzaq Z, Prabhakaran R, Sirjani MM (1996); "Load and resistance factor design (LRFD) approach for reinforced-plastic channel beam buckling". *Composites: Part B Engineering*, 27(3–4):361–369.
- [3.77] Zhou A, Keller T (2005); "Joining techniques for fibre reinforced polymer bridge deck system". *Composites Structures*, 69(3):336–345.
- [3.78] Bakis CE, Bank LC, Brown V, Cosenza E, Davalos JF, Lesko JJ, Rizkalla SH, Triantafillou TC (2002); "Fiber-reinforced polymer composites for construction State-of-the-art review". *Journal of Composites for Construction*, 6(2):73–87.
- [3.79] Timoshenko SP, Goodier JN (1988); "Theory of Elasticity". 3<sup>rd</sup> Ed. McGraw Hill, New York.
- [3.80] Nagarj V, GangaRao HVS (1997); "Static behaviour of pultruded GFRP beams". *Journal of Composites for Construction*, 1(3):120–129.

- [3.81] Barbero EJ, Fu S-H, Raftoyiannis IG (1991); "Ultimate bending strength of composite beams". *Journal of Materials in Civil Engineering*, 3(4):292–306.
- [3.82] Fisher S, Roman I, Harel H, Marom G, Wagner HD (1981); "Simultaneous determination of shear and Young's moduli in composites". *Journal of Testing and Evaluation*, 9(5):303–307.
- [**3.83**] Mottram JT (1991); "Evaluation of design analysis for pultruded fibre-reinforced polymeric box beams". *The Structural Engineer*, 69(11):211–220.
- [3.84] Hayes MD (2003); "Characterization and modelling of a fiber-reinforced polymeric composite structural beam and bridge structure for use in the Tom's Creek bridge rehabilitation project". *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA.
- [3.85] Hayes MD, Lesko JJ (2004); "The effect of non-classical behaviours on the measurement of the Timoshenko shear stiffness". In *Proceedings on FRP Composites in Civil Engineering – 2<sup>nd</sup> International Conference*, CICE 2004, London, 873–880.
- [3.86] Lopez-Anido R, GangaRao HVS (1996); "Warping solution for shear lag in thin-walled orthotropic composite beams". *Journal of Engineering Mechanics*, 122(5):449–457.
- [3.87] Mottram JT (2004); "Shear modulus of standard pultruded fibre reinforced plastic material". *Journal of Composites for Construction*, 8(2):141–147.
- [3.88] Temeles AB (2001); "Field and laboratory tests of a proposed bridge deck panel fabricated from pultruded fiber-reinforced polymer components". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [3.89] Coleman JT (2002); "Continuation of field and laboratory tests of a proposed bridge deck panel fabricated from pultruded fiber-reinforced polymer components". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia.
- [3.90] Cusens AR, Pama RP (1975); "Bridge Deck Analysis". John Wiley & Sons, New Jersey.
- [3.91] ASTM C 393 (2000); "Standard test method for flexural properties of sandwich constructions". *American Society for Testing and Materials* (ASTM), West Conshohocken, PA.
- [3.92] Zureick A-H, Shih B, Muley E (1995); "Fiber-reinforced polymeric bridge decks". *Structure Engineering Review*, 7(3):257–266.
- [3.93] Ewins DJ (1986); "Modal Testing: Theory and Practice". John Wiley & Sons, New Jersey.
- [3.94] Proença JM, Azevedo JRT (1999); "Identificação dinâmica de sistemas estruturais. Conceitos gerais". Disciplina de Dinâmica de Estruturas, Mestrado em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [**3.95**] Barker C, Mackenzie D (2008); "Calibration of the UK National Annex". In *Proceedings Footbridge 2008 3<sup>rd</sup> International Conference*, Porto.

- [3.96] Bai Y, Keller T (2008); "Modal parameter identification for a GFRP pedestrian bridge". *Composite Structures*, 82:90–100.
- [3.97] Votsis RA, Stratford TJ, Chryssanthopoulos MK (2009); "Dynamic assessment of a FRP suspension footbridge". ACIC-09: *Advanced Composites in Construction*, Edinburgh.
- [3.98] Stratford TJ (2012); "The condition of the Aberfeldy footbridge after 20 years of service". *Structural Faults and Repair*, 3 July, Edinburgh.
- [3.99] Cowper GR (1966); "The shear coefficient in Timoshenko's beam theory". *Journal of Applied Mechanics*, 33(2):335–340.
- [**3.100**] Bank LC (1987); "Shear coefficients for thin-walled composite beams". *Composite Structures*, 8(1):47–61.
- [3.101] Bank LC, Melehan TP (1989); "Shear coefficients for multicelled thin-walled composite beams". *Composite Structures*, 11(4):259–276.
- [3.102] MATALAB version 8.0 R28 (2012). User's manual, The MathWorks, Inc, Massachusetts.
- [3.103] Bank LC, Nadipelli M, Gentry TR (1994); "Local buckling and failure of pultruded fiberreinforced plastic beams". *Journal of Engineering Materials and Technology*, 116(2):233–237.
- [3.104] Salim HA, Davalos JF (2005); "Shear lag of open and closed thin-walled laminated composite beams". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 24:673–690.
- [3.105] SIMULIA ABAQUS version 6.10-1 (2010). Analysis user's manual, *Dassault Systèmes*, Maastricht.
- [3.106] Correia MM, Nunes F, Correia JR, Silvestre N (2013); "Buckling behaviour and failure of hybrid fiber-reinforced polymer pultruded short columns". *Journal of Composites for Construction*, 17(4):463–475.
- [**3.107**] Almeida LF, Nunes F, Silvestre N, Correia JR, Gonilha J (2014); "Web-crippling of GFRP pultruded profiles. Part 2: numerical analysis and design". *Composite Part B (submitted)*.

# CAPÍTULO 4

# COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

4.1	INTR	ODUÇÃ	)	201
4.2	TÉCN	VICAS DI	E EXECUÇÃO DE LIGAÇÕES EM TABULEIROS PRÉ-FABRICADOS	201
	4.2.1	LIGAÇÕ	ES EM TABULEIROS A TRÊS NÍVEIS DE CONEXÃO: $a) - c)$	202
	4.2.2	LIGAÇÕ	ES DE GUARDAS DE SEGURANÇA E CORPOS EM TABULEIROS DE PONTES	210
4.3	LIGA	ÇÕES A	O NÍVEL DO PAINEL: PAINEL – PAINEL	214
	4.3.1	Ensaio	À FLEXÃO NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL DO PAINEL	215
		4.3.1.1	Objectivos, princípios e configurações do ensaio	215
		4.3.1.2	Procedimentos experimentais: $a) - c)$	218
		4.3.1.3	Apresentação e análise dos resultados experimentais: a) – e)	225
	4.3.2	Ensaio	S À COMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL	248
		4.3.2.1	Objectivos, princípios e configurações do ensaio	248
		4.3.2.2	Procedimentos experimentais: $a) - c)$	251
		4.3.2.3	Análise dos resultados experimentais do ensaio à compressão: a) – d)	256
		4.3.2.4	Análise dos resultados experimentais do ensaio ao corte: a) – d)	270
	4.3.3	SIMULA	ÇÃO NUMÉRICA E RESUMO DOS COMPORTAMENTOS NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL	283
		4.3.3.1	Modelações numéricas	283
		4.3.3.2	Verificação da rigidez transversal do painel e do grau de interacção do núcleo	287
		4.3.3.3	Comportamentos "modelo" e resumo das propriedades mecânicas do painel: a) – c)	291
4.4	LIGA	ÇÕES A	O NÍVEL DO SISTEMA: PAINEL – PERFIL	295
	4.4.1	Ensaio	DE CONEXÃO DE CORTE	297
		4.4.1.1	Objectivos, princípios e configurações do ensaio	297
		4.4.1.2	Procedimentos experimentais: a) – d)	299
	4.4.2	APRESE	NTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS	312
		4.4.2.1	Série adesiva CT.EP	313
		4.4.2.2	Série mecânica CT.ST	319
		4 4 2 2	Sária mista CT ES	328

### ARTIGOS EM REVISTA / CONFERÊNCIA

<sup>•</sup> Sá MF, Correia JR, Silvestre NP, Gomes AM. "*Experimental evaluation of the performance of pultruded deck panels for footbridge applications*". CICE 2012 – The 6<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, Rome, Italy; 13-15 June 2012.

# 4.1 INTRODUÇÃO

À semelhança das estruturas convencionais, o desempenho das ligações entre elementos de GFRP e entre estes e materiais tradicionais, ou igualmente compósitos, constitui um dos maiores desafios no desenvolvimento de soluções de conexão que assegurem um comportamento adequado aos painéis préfabricados, actuando quer individualmente entre si quer compositamente num sistema misto. Uma completa caracterização mecânica do painel pré-fabricado na sua escala e forma multicelular interligada é particularmente útil na análise do comportamento de sistemas estruturais híbridos: painel de GFRP – perfil de suporte, sobretudo quando é requerida uma acção compósita entre aqueles elementos. Além da série de propriedades dos laminados que compõem a secção do painel, importa reconhecer um outro conjunto de propriedades mecânicas no plano do painel modular, considerando a arquitectura da secção transversal e as próprias juntas de ligação entre painéis. Esta caracterização preliminar, a par do grau de conexão de corte a considerar nos sistemas mistos, reveste-se de especial importância na verificação da segurança e no dimensionamento global de tabuleiros híbridos, em particular com aplicação em pontes.

As ligações envolvidas na construção de tabuleiros pré-fabricados estão em geral associadas a uma combinação de esforços resultantes de carregamentos impostos na secção multicelular segundo a direcção transversal, *i.e.*, perpendicular à direcção da pultrusão. Esta situação confere uma complexidade acrescida na definição de procedimentos analíticos para a determinação da rigidez e previsão dos modos de rotura, tanto nos elementos como nas zonas de interface. Além disso, a diversidade de técnicas de execução das ligações propostas nos últimos anos tem contribuído, de alguma maneira, para a dificuldade em estabelecer metodologias de análise das ligações versáteis para as tipologias de painéis pré-fabricados existentes, tal como descrito na Secção 4.2. Nesta secção é efectuado um levantamento das principais soluções de ligação a vários níveis de conexão em tabuleiros de GFRP, a par de uma revisão de alguns aspectos de dimensionamento mais relevantes. Sendo naturalmente importante uma identificação experimental do comportamento das ligações, o presente capítulo dá continuidade à componente anterior no âmbito do painel individual - Capítulo 3, por via de diversas campanhas de ensaios (flexão, compressão e corte) realizadas em módulos de secção celular corrente e interligada snap-fit - Secção 4.3 e no âmbito do sistema híbrido de conexão - Secção 4.4. As investigações experimentais foram ainda complementadas analiticamente e por simulações numéricas, de forma a aplicar os resultados principais na descrição analítica do sistema misto proposto para o protótipo da ponte pedonal – **Capítulo 6**.

# 4.2 TÉCNICAS DE EXECUÇÃO DE LIGAÇÕES EM TABULEIROS PRÉ-FABRICADOS

As ligações utilizadas nos tabuleiros pré-fabricados de GFRP são comummente agrupadas por classe e categoria, tal como identificado em geral para os FRP's **[4.1,4.2]**. A hierarquia classificativa pode ser resumida em ligações: (i) primárias estruturais, responsáveis por assegurar a resistência e rigidez global

da composição, (ii) secundárias estruturais, cujo modo de rotura deverá ocorrer localmente, sem interferir no comportamento do sistema estrutural e (iii) não estruturais, sem susceptibilidade de causar danos estruturais ou perda económica em caso de rotura. Esta natureza de ligações permite executar um conjunto de técnicas com as mais diversas configurações construtivas, em função do seu carácter (i) mecânico, por aparafusamento ou fixação de conectores, (ii) químico, por colagens adesivas, ou (iii) misto, por combinação das duas ordens anteriores. No *§4.2.1* são reunidas uma série de técnicas de execução de ligações em tabuleiros pré-fabricados de GFRP, a vários níveis de conexão, enquanto no *§4.2.2* mostram-se alguns exemplos recentes de ligações de guardas de segurança e guarda-corpos em tabuleiros de pontes rodoviárias e pedonais.

### 4.2.1 LIGAÇÕES EM TABULEIROS A TRÊS NÍVEIS DE CONEXÃO: a) – c)

As técnicas de execução das ligações que a seguir se descrevem focam as duas primeiras classes quanto à sua função estrutural. Segundo **Zhou** e **Keller [4.3]**, as técnicas podem ser classificadas em função da escala ou nível de conexão dos elementos a ligar, na qual se incluem os seguintes três tipos:

• Ligação ao nível do componente - CLC<sup>1</sup>: associação de componentes (células unitárias), que

tabuleiros modulares:

- Ligação ao nível do painel PLC<sup>2</sup>:
- Ligação ao nível do sistema SLC<sup>3</sup>:
- ligação do tabuleiro à estrutura de suporte (vigas), que assegura o sistema da superstrutura.

forma o painel modular com secção multicelular;

união entre painéis, que confere a continuidade aos

De um modo geral, o projecto de sistemas estruturais de tabuleiros, em particular de pontes, sob estados limites específicos, deve ter por objectivos principais a segurança em serviço e o faseamento construtivo, atendendo a determinados factores como a durabilidade, a inspecção, os económicos e estéticos. As ligações dos tabuleiros modulares devem ser dimensionadas nessa mesma linha de orientação, de forma a assegurar os estados limites característicos para cada tipo construtivo de laje, os quais exigem um dimensionamento particular para as ligações diversificadas quanto ao nível de conexão.

Na Tabela 4.1 encontram-se resumidas, em modo comparativo, as principais características dos três tipos de ligação descritos, no que respeita à técnica, à finalidade e às limitações associadas a cada uma das aplicações, bem como as correspondentes bases de dimensionamento. Note-se que na primeira coluna da Tabela 4.1 são apontadas as referências das figuras representativas das técnicas de execução, permitindo um melhor acompanhamento das respectivas soluções envolvidas.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CLC – do inglês, *component level connection*.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> PLC – do inglês, *panel level connection*.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> SLC – do inglês, system level connection.

Ligação	Técnica	Objectivos	Inconvenientes	Dimensionamento
CLC Componente [Fig. 4.1]	. Colagem adesiva; . <i>Interlock</i> (encaixe geométrico); . Fixação mecânica (aparafusamento nas unidades em cura).	. Garantir a integri- dade do painel; . Eficiência na transferência das cargas.	. Exposição aos ata- ques químicos; . Comportamento a longo prazo; . Resistência à fadiga e à fluência.	Rotura na junta adesi- va condicionada pela capacidade resistente do adesivo ou da inter- face (superior à resis- tência material do laminado).
PLC Painel [Figs. 4.2–4.5]	. Colagem adesiva; . <i>Interlock</i> (encaixe geométrico); . "Macho-fêmea" (encaixe geométrico); . Junta mecânica fixa (tarugo).	<ul> <li>Transferência de esforços entre painéis unidos;</li> <li>Compatibilidade das deformações (efeitos <i>ΔT</i>).</li> </ul>	<ul> <li>Rigor dimensional no processo de fabrico;</li> <li>Elevado controlo de qualidade;</li> <li>Reduzida resistência e eficiência na distribuição das cargas.</li> </ul>	Forças de ligação elevadas, de forma a aumentar a resistência aos ciclos das cargas dinâmicas de tráfego, e manter a integridade.
SLC Superstrutura [Figs. 4.6–4.10]	<ul> <li>Adesiva (extensa);</li> <li>Junta híbrida (conectores de corte embebidos em betão),</li> <li>Fixação mecânica (parafusos, conecto- res, estribos, etc.).</li> </ul>	. Comportamento global eficiente da superstrutura.	. Interacção não com- pleta das diversas ligações.	Acção compósita – interacção completa para aumentar os níveis globais de resis- tência e rigidez. Características de ductilidade do sistema misto (aço–GFRP).

Tabela 4.1: Resumo comparativo entre técnicas de execução das ligações CLC, PLC e SLC.

a) Ligação CLC – ao nível do componente, a colagem representa a técnica mais usual e eficiente para interligar os componentes pultrudidos, de forma permanente, podendo combinar-se aquela através de fixação mecânica, por aplicação de varões roscados ou parafusos, *vd*. Fig. 4.1. Esta última técnica está normalmente associada a um painel pré-fabricado semelhante ao sistema do tipo ACCS<sup>1</sup>, em que se pretende gerar forças de amarração entre os componentes, por norma ainda em processo de cura.



*Figura 4.1*: Formação de painéis de GFRP através de ligações ao nível do componente – CLC:
(a) união dual por colagem adesiva entre unidades celulares trapezoidais (sistema DuraSpan<sup>2</sup>) e
(b) fixação mecânica entre perfis tubulares com varão transversal (painel pré-fabricado). <sup>Adaptado [43,4,4]</sup>

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Sistema ACCS – do inglês, *Advanced Composites Construction System* (*Maunsell Structural Plastic, Ltd.* UK). Sistema ACCS COMPOSOLITE<sup>®</sup> – *Strongwell, Inc.* (EUA).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Sistema DuraSpan: Martin Marietta Materials, Inc. (EUA).

b) Ligação PLC – ao nível do painel, as ligações do tipo "macho-fêmea" com ou sem películas adesivas (vd. Fig. 4.2), têm revelado bons comportamentos, sendo porém exigida uma estabilidade dimensional rigorosa no acabamento final dos painéis, de forma a facilitar a instalação in situ [4.5]. A desvantagem desta técnica associada, sobretudo, aos painéis sanduíche, em relação às de fixação mecânica, reside na dificuldade de separação das juntas em eventuais reparações futuras. Contudo, a transferência de cargas e a capacidade resistente das fixações por juntas de corte (e.g., conectores e ferrolhos, vd. Fig. 4.3), não garantem uma mesma eficiência no desempenho que as ligações adesivas. Embora a análise do comportamento de tabuleiros já construídos tenha mostrado o potencial da aplicação da última técnica referida, será importante garantir nas juntas forças de ligação suficientemente resistentes às cargas dinâmicas, uma vez que a fendilhação pode ser agravada num curto período em condições de serviço [4.3,4.5].



fixação por colagem de emendas adesivas. Adaptado [4.3]

Figura 4.2: Ligação geométrica "macho-fêmea", com Figura 4.3: Ligação por junta mecânica fixa, com tarugo de corte embebido em betão polimérico. Adaptado [4.6].

No sentido de aperfeiçoar algumas das técnicas anteriores surgiram as ligações por interlock e snap-fit, que funcionam por encaixe geométrico, sem ou com pressão, das extremidades dos painéis a interligar. Nas Figuras 4.4 e 4.5 encontram-se ilustradas cada uma daquelas ligações, associadas, respectivamente, à formação de painéis de pavimento "leves" [4.7] e tabuleiros de pontes rodoviárias [4.8–4.10].



Figura 4.4: Ligação interlock, por encaixe geométrico horizontal. Adaptado [4.7]

Figura 4.5: Ligação snap-fit, por encaixe vertical sob pressão: (a) esquema de assemblagem e (b) pormenor do *snap-fit*. Adaptado [4.8]

Além do efeito de atrito gerado entre as abas de extremidade de interligação, ambas as ligações podem ser reforçadas por intermédio de colagem adesiva. Nesta situação, o carácter provisório das mesmas fica igualmente comprometido, embora este tipo de ligação permita assegurar uma continuidade mais eficiente na construção modular de tabuleiros que a simples técnica "macho-fêmea", quando assumida somente a conexão "mecânica" geométrica entre painéis. Face aos sistemas anteriores, estes apresentam como grande vantagem a rapidez na execução das ligações, em particular a técnica por encaixe vertical que permite a formação de tabuleiros com elevadas velocidades construtivas sem um rigor dimensional tão exigente como o necessário noutras soluções relativamente semelhantes. Note-se que esta última técnica é em tudo similar à correspondente do painel em estudo na presente tese.

c) Ligação SLC – as ligações ao nível da superstrutura constituem o maior desafio no desenvolvimento das técnicas de conexão, a par do próprio sucesso destes painéis pré-fabricados se implementarem no mercado da construção. Desde que as técnicas de ligação CLC e PLC sejam bem desenvolvidas, de forma a garantir as funções requeridas aos painéis, o desempenho das ligações do sistema SLC condiciona todo o comportamento de uma superestrutura, total ou parcialmente compósita. De todos os sistemas de suporte – painel de GFRP, a ligação a vigas longitudinais representa a conexão mais proeminente, quer em sistemas compósitos quer híbridos. Consoante os requisitos da aplicação em causa, as ligações podem ser (i) de carácter provisório pela facilidade de separação dos elementos, sem a exigência de uma acção compósita, ou (ii) permanentes, induzindo uma acção compósita no conjunto da superestrutura, *i.e.*, interacção de corte completa (sem deslizamento relativo na interface), *vd*. Figs. 4.6 e 4.7 [4.12].





A utilização de parafusos metálicos na ligação de painéis GFRP a vigamento metálico, *vd.* Fig. 4.6 (a), não assegura uma acção compósita completa, o que, em certa medida, será desejável na reabilitação e reparação de forma a reduzir o impacto das cargas na estrutura de apoio ao tabuleiro **[4.3]**. O aperto mecânico por aparafusamento complementa a técnica construtiva anterior, inclusive para reforço das

ligações entre painéis PLC. Noutras situações será útil uma interacção completa entre o painel e o seu suporte, em que a eficiência da transferência do esforço de corte e o processo construtivo constituem os principais factores que determinam o dimensionamento dessas ligações. Destacam-se as conseguidas através da adesão por colagem e da conexão híbrida (*vd.* Fig. 4.7), das quais se realçam as seguintes vantagens:

- Aumento considerável da capacidade resistente e da rigidez global do conjunto face aos seus elementos isoladamente (em vãos curtos);
- Ductilidade em toda a superestrutura quando o sistema de apoio é constituído de material dúctil, garantindo uma boa transferência de cargas entre um painel *frágil* e um suporte *dúctil*;
- Redundância assegurada do sistema de ligação (quando em rotura na interface de ligação);
- Possibilidade de promover um comportamento de maior ductilidade na estrutura mista através da introdução de uma lâmina adesiva na interface, mesmo no caso das vigas serem em FRP.



*Figura 4.7*: Ligação com acção compósita de painéis de GFRP a estrutura de suporte – SLC: (a) ligação adesiva por colagem e (b) ligação de corte híbrida. <sup>Adaptado [4.3]</sup>

No dimensionamento das ligações adesivas e híbridas, os objectivos principais passam por garantir aos tabuleiros mistos uma acção compósita completa, redundância estrutural suficiente e características de ductilidade ao sistema. Na maioria dos sistemas estruturais mistos têm sido utilizadas ligações painéis GFRP – perfis híbridos, com mecanismos convencionais de conexão de corte, de forma a assegurar a acção compósita (*e.g.*, conectores e estribos). Apesar destas ligações terem sido inicialmente desenvolvidas para tabuleiros tradicionais com vigas de aço ou de betão, em geral, estas têm tido uma boa aceitação no projecto de pontes pultrudidas [**4.1,4.3,4.13**].

No sistema da Figura 4.7 (b) são utilizadas vigas tubulares de CFRP, com rugosidade no seu interior para melhorar a aderência a um betão leve a aplicar *in situ*. Os painéis de GFRP são ligados a essas vigas longitudinais através de conectores de corte, embebidos no betão de preenchimento das vigas. Por sua vez, os conectores são ancorados no tabuleiro pultrudido em determinadas secções preenchidas com betão polimérico. Segundo **Gurtler [4.1]**, este sistema consume maiores tempos de execução que a solução convencional por aparafusamento, por causa da furação dos tubos de CFRP e do seu enchimento.
Os modelos pormenorizados nas Figuras 4.8 (a) e (b) representam sistemas de conexão híbrida entre painéis de GFRP e vigas de aço e betão, respectivamente. Estas técnicas de ligação híbrida são semelhantes à ilustrada na Figura 4.7 (b). Um dado número de conectores de corte são posicionados no interior de um "bloco de confinamento", previamente preparado no interior do painel modular de GFRP. Posteriormente, esse "bloco de ancoragem" é preenchido com uma argamassa específica (não retráctil), de modo a assegurar uma acção de confinamento à ligação. A selagem interna no painel é habitualmente vedada com recurso a espumas entre as secções de fecho desse bloco de conexão ao tabuleiro.



*Figura 4.8*: Modelos de pormenores de ligações híbridas em tabuleiros mistos – SLC: (a) painel GFRP – viga de aço e (b) painel de GFRP – viga de betão. <sup>Adaptado [4.12–4.14]</sup>

No primeiro caso – *suporte em aço*, são geralmente utilizados conectores de cabeça ou simples pernos metálicos, ligados ao banzo superior das vigas por soldadura ou encaixe mecânico (cravação). Este método de conexão, com bloco de ancoragem dos conectores nos painéis de GFRP, está associado ao sistema multicelular DuraSpan, comercialmente conotado ao fabricante *Martin Marietta Materials* (MM) [4.13]. No segundo caso – *suporte em betão*, é comum serem utilizados estribos (fechados) ou mesmo conectores chumbados nas vigas de betão, igualmente associados ao bloco de confinamento nos painéis.

As ligações híbridas acima descritas tendem a representar técnicas, em tudo, similares às aplicadas nas ligações mistas dos sistemas tradicionais (aço – betão). O método de conexão utilizado por meio de um *bloco de confinamento de corte* constitui, na prática, um dos sistemas de conexão actualmente disponível para comercialização [4.15,4.16]. No entanto, esta técnica tem sido aperfeiçoada, ou tomando outros desenvolvimentos, no sentido de contornar algumas desvantagens construtivas associadas ao detalhe do processo ou reduzir os custos inerentes. Uma dessas técnicas, mais recente, corresponde à proposta desenvolvida por **Park** *et al.* [4.17], conforme se mostra na Figura 4.9. Os investigadores procuraram manter a continuidade do alinhamento do reforço principal do painel multicelular, devido ao corte das fibras longitudinais por corte do painel na zona a ligar. Para tal, conceberam um dispositivo metálico de acoplamento ao painel, de forma a maximizar o desempenho do painel modular reunificado. A ligação

desse dispositivo ao vigamento metálico pode ser executada, segundo os autores, de modo combinado, por soldadura ou colagem, com preenchimento de material cimentício (*filler*) no interior do dispositivo e reforçado com conectores de corte. A associação do dispositivo no painel é complementada pela colocação de armadura transversal e material de enchimento. Este último material tem por finalidade minimizar os efeitos das vibrações, normalmente susceptíveis de ocorrer nos painéis leves de GFRP [4.17].



*Figura 4.9*: Técnica de ligação híbrida proposta por **Park** *et al.* [4.17]:
(a) diagrama conceptual e dispositivo de amarração (b) em vista lateral e (c) em planta. <sup>Adaptado [4.17]</sup>

Para além do objectivo principal apontado, **Park** *et al.* **[4.17]** sugerem que a técnica concebida assegura menores tempos construtivos, associados à pré-fabricação do dispositivo de ancoragem, em comparação com o método híbrido habitual. Também na reabilitação de tabuleiros é indicada a mais-valia da sua aplicação em vigamento existente, quer metálico quer de betão, por reaproveitamento dos conectores de corte nas posições originais do sistema misto a reabilitar.

É precisamente no âmbito anterior da reabilitação de estruturas de pontes ou lajes de pavimento que reside a maior parte dos aspectos menos favoráveis das ligações híbridas. Por vezes, torna-se inviável a aplicação da técnica adaptada inicialmente, ou suas variantes, em particular na substituição de lajes em betão armado, cujas espessuras das lajes colide com exigências altimétricas de diversa natureza (por norma, espessuras originais superiores às dimensões dos painéis pré-fabricados em FRP). Nesse senti-do, **Kim** *et al.* **[4.18]** sugerem a execução de um "plinto de conexão" na parte superior da viga de betão, embebido por argamassa cimentícia, onde podem ser ancorados painéis modulares de FRP, *vd.* Fig. 4.10. Deste modo, permite-se o aproveitamento das armaduras existentes da viga no bloco de corte, onde são amarrados conectores roscados para aperto do painel contra a viga por aparafusamento superior. Os novos conectores permitem assim o ajuste altimétrico do painel FRP a instalar sobre o vigamento existente em betão armado, sendo este método, segundo aqueles autores, mais vantajoso que os métodos de ligação híbrida mais convencionais.



Figura 4.10: Esquema da ligação painel de GFRP – viga de betão, proposta por Kim et al. [4.18]. Adaptado [4.18]

Uma das preocupações da aplicação generalizada das técnicas de ligação híbrida prende-se com a concentração de tensões geradas nas secções de amarração e consequente vulnerabilidade aos ciclos de carga, bem como aos ataques ambientais nessas zonas. Quando a superfície de apoio aos painéis é suficientemente larga, a ligação adesiva apenas por colagem é quase sempre preferível às ligações híbridas, por envolver um processo de conexão mais simples e uma distribuição de tensões na interface mais uniforme, apesar dos efeitos a longo prazo devido aos fenómenos ambientais, reológicos e à fadiga **[4.1,4.3]**.

Pelas razões acima apontadas, faz-se notar a preferência dada, nas últimas décadas, pela aplicação de sistemas de painéis FRP sobre vigamento metálico, por conexão sobretudo mista (adesiva reforçada com parafusos). Tem sido bastante reduzido o número de pontes construídas com painéis pré-fabricados assentes em vigas de betão armado (duas até ao ano de 2004). De uma delas não existem quaisquer referências acerca das pormenorizações da ligação mista: painel de GFRP – viga de betão. Esta, refere-se à ponte *Magazine Ditch* instalada em 1997, (Delaware, EUA), como sendo a primeira ponte rodoviária construída com um tabuleiro formado por painéis sanduíche, tipo Hardcore (vão de 23,0 m e largura de 8,2 m). A outra é relativa a uma instalação em 2001, no estado de Iowa (EUA), em que a técnica aplica-da na ligação entre painéis GFRP e vigas de betão corresponde ao sistema ilustrado na Figura 4.8 (b), tratando-se de uma conexão tradicional com recurso a estribos de aço. O sistema longitudinal da ponte consiste em 3 vãos, em que nos tramos maiores (vão de 18,9 m) foram utilizadas soluções convencionais com pré-lajes de betão, enquanto no tramo central (vão de 14,3 m) foram aplicados painéis pultrudidos de GFRP (sistema DuraSpan) sobre vigas de betão armado pré-esforçado, afastadas de 2,32 m **[4.1]**.

Perante o exposto, baseado numa literatura relativamente escassa sobre o comportamento das ligações (SLC), é fundamental que se concentrem esforços com o intuito de desenvolver e adaptar as técnicas correntes de ligação dos tabuleiros tradicionais aos painéis pultrudidos de GFRP – aço/betão, tendo em

consideração a diferença dos materiais e formas estruturais adoptadas. Desde a década de 1960, a experiência passada sobre os sistemas convencionais, sobretudo germânica, tem revelado boas indicações acerca das ligações realizadas exclusivamente por colagem. Parece ser consensual a evolução que deve compreender as ligações adesivas de base epoxídica entre os materiais não metálicos e, principalmente, os metálicos. Tal situação deve-se a um sucesso com mais de 40 anos dos tabuleiros mistos aço – betão ligados desta forma, instalados em pontes de grandes vãos, quer por razões económicas quer devido aos elevados níveis de fiabilidade estrutural que têm vindo a ser transmitidos.

Apesar de tudo, as conexões exclusivamente por colagem ainda não são muito comuns na formação de tabuleiros mistos com painéis compósitos de FRP, apesar das ligações transversais nos painéis (PLC) serem frequentemente realizadas com adesivos, sem o serem ao nível da superestrutura. Dois exemplos mais antigos foram já apresentados no **Capítulo 2**, como os casos da aplicação de ligações 100% coladas nas pontes *Bonds Mill*, em Gloucester (UK) [4.19], e *Laurel Creek*, na Virgínia (EUA) [4.20]. Como aplicações mais recentes, referem-se os tabuleiros rodoviários da ponte *Friedberg*, na Alemanha [4.22,4.23] e da passagem superior *Mount Pleasant* da auto-estrada M6, no Reino Unido [4.24].

## 4.2.2 LIGAÇÕES DE GUARDAS DE SEGURANÇA / CORPOS EM TABULEIROS DE PONTES

A par das últimas instalações de pontes compósitas, a ligação de guarda corpos e de segurança nos tabuleiros formados por painéis de laje em GFRP tem igualmente merecido destaque pela inevitável importância que aqueles elementos, ainda que secundários, representam em estruturas de pontes ou simples passadiços pedonais. A preferência tem sido por executar ligações lateralmente ao tabuleiro, ao nível das estruturas de suporte dos painéis, ou superiormente recorrendo a vigas de bordadura embebidas no tabuleiro para efectivação da ligação, *vd*. Fig. 4.11.



Figura 4.11: Exemplos de guarda corpos (a) lateral [4.24] e guardas de segurança (b) lateral e (c) bordadura [4.25].

Nalguns projectos de investigação relativamente recentes [4.26,4.27], foram desenvolvidas técnicas para uma amarração directa de prumos de guardas sobre os tabuleiros compósitos, conforme se ilustra na Figura 4.12 em função da natureza da guarda de segurança: (a) betão armado e (b) metálica.



*Figura 4.12*: Modelos de ligação de guardas de segurança em tabuleiros multicelulares de GFRP: (a) betão armado e (b) metálico **[4.11]**.

Em relação às barreiras em betão armado, a amarração é efectuada superiormente através de armaduras de ancoragem (ou tipo ferrolhos) chumbadas no interior do painel multicelular com argamassa ou betão polimérico, *vd.* Fig. 4.13. **Zhao** *et al.* **[4.26]** avaliaram experimentalmente o comportamento ao impacto de uma barreira de betão armado ancorada a um painel compósito, conforme pormenor ilustrado na Figura 4.13 (a). Aqueles autores evidenciaram o bom desempenho da ligação às forças horizontais naquela configuração, tendo sido recomendada a sua aplicação prática, tal como sucedido nas pontes *Kings Stormwater* e *SC S 655* **[4.26]**, entre outras, *vd.* Fig. 4.13 (c) **[4.9]**.



*Figura 4.13*: Instalação de guardas de segurança em betão armado sobre tabuleiros multicelulares de GFRP: esquemas de armaduras ancoradas no interior de painéis (a) com e (b) sem ligação de corte híbrida **[4.26]** e (c) exemplo de execução **[4.9]**.

Apesar das boas capacidades de absorção de energia demonstradas nos estudos experimentais de ligações de barreiras de betão a painéis de GFRP, as guardas de segurança são preferencialmente constituídas por peças metálicas, de modo a cumprir as exigências impostas nas diversas regulamentações internacionais (*e.g.*, resistência, absorção às forças de impacto, rigidez e ductilidade) **[4.25,4.27]**. A dificuldade em garantir uma fixação capaz de absorver as forças de impacto, sobretudo nas guardas de segurança, está relacionada com o comportamento frágil e a rigidez normalmente reduzida do material dos painéis FRP, também associada à sua própria estrutura celular, em comparação com a dos sistemas de barreira metálicos preferidos para o efeito, *vd*. Fig. 4.14. Um estudo detalhado nesta matéria pode ser consultado na investigação conduzida por **Reid** *et al.* **[4.27]**. Os autores submeteram a ensaios de impacto prumos metálicos de guardas ligados a painéis sanduíche FRP (tipo Kansas), recorrendo a um sistema de fixação também metálico por aperto dos painéis (aparafusamento). As guardas de segurança em aço correspondem às normalizadas segundo as directrizes norte-americanas para a rodovia (FHWA)<sup>1</sup>. Os autores desenvolveram ainda modelos numéricos para avaliação do comportamento da ligação, *vd*. Fig. 4.14 (b).



*Figura 4.14*: Esquemas de ligações de guardas de segurança metálicas em painéis sanduíche compósitos: (a) ensaio ao impacto – FHWA<sup>1</sup> **[4.25]** e (b) modelação numérica **[4.27]**.

Em termos experimentais, os resultados da investigação citada [4.27] revelaram um desempenho bastante promissor da ligação ensaiada ao impacto por colisão de um *bogie*, sugerindo um comportamento similar no caso de uma colisão real à escala automóvel. O prumo e dispositivo de fixação apresentaram deformações plásticas muito significativas sem ocorrerem roturas em qualquer zona do equipamento da guarda e do painel compósito. Com base no elevado grau de deformações inelásticas registado, os investigadores admitiram uma capacidade suficiente dos painéis em resistir às forças de pico transmitidas sobre os sistemas das barreiras e dos painéis numa situação real de colisão. A simulação numérica desenvolvida reproduziu com precisão o comportamento do sistema de ligação ensaiado, cujo modelo poderá ser utilizado, segundo os autores, para avaliação da resistência ao choque doutros painéis de laje.

Por último, além das barreiras convencionais, em betão ou aço, importa destacar a utilização de perfis pultrudidos de GFRP na formação de guarda corpos e de segurança. Embora fora do âmbito da sua instalação sobre tabuleiros compósitos, a investigação realizada por **Bank** e **Gentry [4.28]** focou-se no desenvolvimento e avaliação do comportamento de um protótipo de guarda em GFRP para instalação na rodovia, da qual foram realizados ensaios estáticos e ao impacto, segundo as orientações do manual de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> FHWA: United States Federal Highway Administration.

dimensionamento AASHTO<sup>1</sup> e a norma norte-americana NCHRP 350<sup>2</sup> (incluindo simulações numéricas). Após uma fase preliminar de optimização da secção transversal, os autores adoptaram uma guarda de segurança côncava, formada por um conjunto de perfis rectangulares (espessura de 4 mm), colados entre si e fixos por aparafusamento no lado posterior a um painel pultrudido (espessura de 3,2 mm), *vd*. Fig. 4.15 (a). O protótipo da guarda ensaiada ao impacto demonstrou apresentar um comportamento estrutural similar ao das barreiras convencionais em aço (perfis–W), *vd*. Fig. 4.15 (b). Uma vez o material não possuir capacidade de deformação elasto-plástica, a energia absorvida resultou das sucessivas delaminações, dos rompimentos controlados e da fendilhação do material compósito, sem ocorrer rotura global da guarda ou separações das seus peças.



*Figura 4.15*: Guarda de segurança compósita em GFRP: (a) demonstração da instalação, incluindo forma da secção transversal da guarda e (b) ensaio de impacto da guarda (35 km/h) **[4.28]**.

**Bank** e **Gentry [4.28]** concluíram que a guarda compósita deverá manter a sua integridade global no caso de ser submetida a forças de impacto à escala real, como as prescritas nas normas para o efeito (colisão automóvel). Estas conclusões foram baseadas na elevada capacidade de deformação inelástica registada na barreira, em resultado dos grandes deslocamentos e múltiplas curvaturas locais observadas nas paredes dos perfis pultrudidos. Para além disso, aqueles investigadores reforçaram a vantagem da instalação deste tipo de guarda nos eixos viários, em virtude do dano à colisão sofrido no material se concentrar num comprimento relativamente reduzido face a uma região de dano mais alargada nas barreiras metálicas. Tal facto, deve-se ao elevado conteúdo de reforço longitudinal dos perfis (*rovings*) que, ao actuar como "cabo contínuo" no interior do compósito, permite assegurar uma dissipação de energia significativa por meio de fenómenos de esmagamento, fendilhação e delaminação, por norma, desenvolvidos nos materiais compósitos em geral. Deste modo, após um evento de colisão, o material danificado pode ser substituído numa menor área / quantidade em relação à reparação de uma barreira metálica.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> AASHTO - "Road design manual", American Association of State Highway and Transportation Officials, Washington, DC, 1989.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> NCHRP Report 350 – "Recommended procedures for the safety performance evaluation of highway features", *Transportation Research Board*, Washington, DC, 1993.

# 4.3 LIGAÇÕES AO NÍVEL DO PAINEL: PAINEL – PAINEL

Uma vez caracterizado o comportamento do painel em flexão na direcção da pultrusão (L), importa também complementar essa análise na direcção transversal ou "fraca" (T), correspondente ao eixo principal de atravessamento num tabuleiro formado pela ligação sucessiva de painéis, vd. Fig. 4.16. Embora existam numerosas investigações sobre o comportamento longitudinal de sistemas de painel em GFRP, escassos trabalhos foram conduzidos, até ao momento, acerca do seu desempenho e sua caracterização transversal [4.1,4.29-4.32]. Na actual secção é estudado o comportamento estático na direcção transversal do painel, não só em flexão, como essencialmente sob solicitações no seu próprio plano. Em ambos os casos, a investigação foi desenvolvida considerando quer a forma modular simples do painel (*i.e.*, secção *corrente*, sem influência de ligações), quer em especial o modo de ligação entre painéis por meio da junta de encaixe vertical sob pressão – *snap-fit*. Como referido inicialmente, o comportamento de sistemas mistos só pode ser analisado com rigor adequado se for baseado nas propriedades mecânicas transversais do painel, enquanto elemento com uma secção celular própria, características estas que são condicionadas pelas uniões painel–painel (*snap-fit*).



Figura 4.16: Esquema da associação de painéis, interligados por snap-fit, sob solicitações na direcção transversal.

As duas primeiras subsecções descrevem as campanhas de ensaio realizadas na direcção transversal do painel, à flexão – \$4.3.1 e à compressão e ao corte no plano – \$4.3.2. São resumidos e analisados os correspondentes resultados experimentais, com particular destaque para as propriedades de rigidez e resistência ao nível dos sistemas modulares *singular* e *interligado* por colagem no *snap-fit*, submetido às referidas solicitações. Em todos as caracterizações processadas foi analisada a influência do tipo de adesivo aplicado na ligação *snap-fit*: poliuretano – PU e epoxídico – EP, *cf*. Tabela 4.2 (resumo das propriedades mecânicas). Além disso, foi também avaliado o efeito da hibridização dos sistemas celulares por preenchimento do núcleo com espuma de poliuretano expandido (Pu). Recorde-se que estes materiais "secundários" foram oportunamente caracterizados no **Capítulo 3** (*cf. §3.1.2*).

AD	ESIVOS	<b>σ</b> <sub>u</sub> [MPa]	E [MPa]	
EP – Epoxídico	SikaDur 31-CF	13,1 ± 24%	$4.661\pm07\%$	
PU – Poliuretano	SikaForce 7710-L100	$9,2\pm08\%$	$283\pm12\%$	

Tabela 4.2: Resumo das propriedades mecânicas em tracção dos adesivos estruturais EP e PU.

Por fim, no *§4.3.3* foram desenvolvidas modelações numéricas do sistema celular *singular* (regular), com o objectivo principal de simular e validar o comportamento registado nos ensaios em regime elástico linear, recorrendo a análises estáticas lineares e de estabilidade simplificadas. A rigidez obtida numericamente foi comparada com as respectivas parcelas experimentais, incluindo componentes analíticas, de modo a constituir modelos constitutivos representativos do comportamento do painel submetido a esforços no seu plano e direcção transversal. Os modelos idealizados, em jeito de resumo das várias investigações realizadas, resultaram sobretudo das propriedades avaliadas experimentalmente à escala do painel, por sua vez utilizados na análise do sistema misto da ponte pedonal – **Capítulo 6**.

#### 4.3.1 ENSAIOS À FLEXÃO NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL DO PAINEL

Nesta primeira subsecção é descrita no §4.3.1.1 e §4.3.1.2 a investigação experimental de um conjunto de ensaios estáticos em flexão a 4P, segundo a direcção transversal, realizado em módulos multicelulares extraídos do painel, *singulares* e *interligados* por uma união de junta *snap-fit*. No §4.3.1.3 são analisados os resultados experimentais em conformidade com os objectivos inicialmente propostos.

#### 4.3.1.1 Objectivos, princípios e configurações do ensaio

Este ensaio teve por objectivo caracterizar o comportamento estático dos painéis em flexão na direcção transversal, incluindo o desempenho das ligações *snap-fit* entre painéis sob flexão perpendicular à pultrusão (*vd.* Fig. 4.16), no que respeita aos seguintes aspectos:

- Caracterização do comportamento em serviço para duas configurações de vão (incluindo largura);
- Análise do desempenho da ligação *snap-fit* em função da sua tipologia: simples e adesiva PU e EP;
- Obtenção das propriedades de rigidez transversal em flexão (sistema singular e interligado);
- Análise do grau de interacção de corte no núcleo celular entre banzos (conexões banzos-almas);
- Avaliação do efeito da hibridização dos módulos celulares nas propriedades mecânicas;
- Análise dos modos de rotura e respectivas cargas últimas.

A ausência de normalização específica para ensaio à flexão de painéis de GFRP, com secção de parede fina multicelular, tanto é verificada para a direcção longitudinal como transversal. Nesse sentido, o ensaio baseou-se em princípios experimentais relativamente comuns, próximos dos assumidos nos ensaios à flexão na direcção da pultrusão. Procurou-se seguir alguns dos princípios estipulados na norma **ASTM C393:2000 [4.33]**, em particular no que se refere à configuração geométrica dos elementos.

Conforme modelos de carga esquematizados na Figura 4.17, o ensaio consistiu em submeter várias séries de provetes em flexão a 4P, em torno do eixo longitudinal (X) da secção do painel, por meio de carregamento transversal equidistante dos apoios ( $l_e$ , função do sistema modular). Num modelo de laje simplesmente apoiada em dois bordos no plano X-Z (p, largura de apoio ou profundidade), as cargas transversais foram dispostas simetricamente sempre com o mesmo afastamento entre si ( $l_i = 255$  mm), mantendo-se constante as condições de apoio, independentemente da configuração celular definida nos provetes.



Figura 4.17: Configuração geométrica dos modelos de carga no ensaio à flexão transversal (dimensões em mm).

A diferença entre séries residiu na configuração celular adoptada para o sistema modular, tendo sido esta função do vão de ensaio L (ou esbelteza, L/h), também função do número de cavidades internas ao longo do seu desenvolvimento longitudinal.

As séries foram enquadradas quanto à ordem do vão em 2 grupos: singular (#s) e duplo (#d). Ao primeiro correspondeu um vão "único", sensivelmente próximo da dimensão maior da secção original do painel *standard*, por sua vez subdividido nas tipologias: (i) *singular simples*, na largura do painel entre almas extremas da secção – L = 630 mm e (ii) *singular interligado*, por uma união *snap-fit* entre extremidades opostas do painel – L = 615 mm. Para um mesmo número de células internas (7 *un*.), estes duas tipologias de elementos *singulares* foram naturalmente diferenciadas pela geometria da cavidade central – *regular* ou *snap-fit*, responsável pela ligeira diferença entre os respectivos vãos (15 mm). À segunda ordem correspondeu um vão "duplo", equivalente ao comprimento de duas secções originais do painel *standard*, unidas entre si, contabilizando 15 células ao longo do vão. A este grupo associa-se a tipologia unívoca (iii) *duplo interligado*, formada pela uma união *snap-fit* entre dois painéis – L = 1.335 mm.

Uma vez que a investigação se centrou sobretudo ao nível das ligações, estas foram abordadas segundo três variantes, em ambas as ordens referidas (singular, #s e duplo, #d), associadas às tipologias de *interligação* – (ii) e (iii). Desse modo, excluindo a configuração *simples* – (i), as restantes reportam aos seguintes complementos de definição dos módulos, função do grau de conexão no *snap-fit*: (a) encaixe simples geométrico – SF e encaixes combinados com adesivo (b) epoxídico – EP e (c) de poliuretano – PU. Os elementos foram ainda reproduzidos na variante do seu núcleo vazio – *standard* (*.n*) ou preenchido com a espuma Pu – *híbrido* (*.c*), nas configurações assumidas de maior interesse (SI e EP), *vd*. Tabela 4.3.

Ordem – vão		Singular			Duplo				
L [mm]   L/h		630   8	630   8 615   8		1.335   18			Néder	
Ligação [xx]		Simples		Interligado			Interligado		Nucleo
		SI	SF	EP	PU	SF	EP	PU	
Fase.0	p <sup>(1)</sup> 400 mm	FTn.SI.# (2)	FTn.SF.# (2)	FTn.EP.# (2)	FTn.PU.# (2)		-		<i>standard</i> .n
Fase Regular	p <sup>(1)</sup> 200 mm	FTn.SI.#s (5)*	FTn.SF.#s (5)	FTn.EP.#s (4)	FTn.PU.#s (4)	FTn.SF.#d (3)	FTn.EP.#d (3)	FTn.PU.#d (3)	<i>standard</i> .n
		FTc.SI.#s (5)*	-	FTc.EP.#s (3)	_	_	FTc.EP.#d (3)	-	híbrido .c
N <sup>o</sup> ]	provetes	12	7	9	6	3	6	3	$\Sigma = 46$

Tabela 4.3: Séries dos provetes modulares nas combinações do ensaio à flexão na direcção transversal.

 FT – tipo de carregamento: F (*flexural*) e direcção da solicitação: T (*transversal*)
 – não realizado

 n/c – variante do preenchimento do núcleo: n (*no core*) / c (*core*)
 \* 1 *un*. excluída da

 xx – configuração sob a variante da ligação: SI (*simple*), SF (*snap-fit*), EP (*epoxy*), PU (*polyurethane*)
 \* 1 *un*. excluída da

 #s/d – número do provete e ordem do vão: s (*singular*) / d (*double*)
 \* 1 *un*. excluída da

Por fim, o ensaio compreendeu ainda uma fase preliminar (Fase.0) em que dois sistemas de cada tipologia (*singular* e *interligada*) foram ensaiados com uma largura de apoio de 400 mm. Face ao elevado consumo de material que esta opção acarretava, o ensaio prosseguiu em todas as combinações citadas para uma largura reduzida a metade da inicial (Fase Regular). Importa notar que a geometria da secção assumida em último lugar, nas dimensões brutas de 200×75 mm, relevou-se indiferente em termos de comportamento quando comparado ao da primeira opção considerada, conforme demonstram os resultados a apresentar mais à frente. Além disso, a maior aproximação da secção menor<sup>1</sup> à geometria indicada na norma **[4.31]** atrás mencionada, reforçou a desvantagem em ensaiar painéis com uma largura superior.

Em conjunto com a Figura 4.17, a Tabela 4.3 permite enquadrar todas as combinações de ensaio que foram reproduzidas, sob as respectivas designações atribuídas às séries dos sistemas modulares – FTn/c.XX.#s/d. A matriz indica ainda o número de provetes (#) produzidos em cada uma das 14 séries resultantes das combinações assumidas, perfazendo um total de 46 unidades. Foi seleccionado um número mínimo de três provetes por série, à excepção dos relativos à fase preliminar. É clara a preferência dada ao ensaio da ligação *snap-fit* (painel – painel), nas suas três variantes de conexão (mecânica e adesivas), sendo ela menor no caso da hibridização por enchimento do núcleo. Também foi preferida uma maior representação do comportamento no caso do vão singular (#s) face ao duplo (#d).

### **4.3.1.2** Procedimentos experimentais: a) – c)

Na Figura 4.18 mostra-se o pórtico metálico de carga utilizado no LERM do IST, que serviu a totalidade dos ensaios realizados. Face aos reduzidos níveis de carga, a simplicidade do sistema consistiu num pórtico fechado por dois montantes e duas travessas, directamente assente na laje do pavimento.



Figura 4.18: Aspecto geral do pórtico de carga utilizado no ensaio à flexão na direcção transversal em:(a) vão singular - #s e (b) vão duplo - #d.

a) **Preparação dos provetes** – como mencionado, foram preparados 14 séries de provetes. Numa primeira fase, os painéis foram cortados transversalmente, da sua forma original, em função da largura requerida para o módulo de laje (p = 200/400 mm), recorrendo-se para o efeito à serra de disco de maiores dimensões referida no **Capítulo 3**, *cf*. Fig. 3.16 (a). Posteriormente, enquanto alguns elementos cortados serviram directamente os módulos simples (SI), outros foram alvo de um segundo corte na sua

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Relação de 2,7 entre a largura (p = 200 mm) e a espessura (h = 75 mm) do painel e largura inferior à metade do comprimento dos vãos aplicados (L = 615 a 1.335 mm).

célula central utilizando à serra de menores dimensões, *cf.* Fig. 3.16 (b). A ligação geométrica *snap-fit* entre as abas de extremidade desses elementos separados permitiram formar os provetes na configuração *interligado singular (#s)*, quer somente por encaixe sob pressão (SF), quer em ambas as conexões reforçadas por colagem (EP e PU). Os provetes na configuração *interligado duplo (#d)* foram obtidos por conexão semelhante, mas directamente entre módulos *simples* com secção original do painel *standard*.

A Figura 4.19 ilustra alguns procedimentos de preparação dos módulos *interligados*, os quais tiveram início com a limpeza das superfícies das abas *snap-fit*. Face às reduzidas dimensões dos provetes, a conexão nos módulos FT foi processada lateralmente, com bastante facilidade, sem a necessidade de pressionar na vertical o encaixe *snap-fit*. Por não existir uma forma fiável de controlar a espessura das colagens na conexão dos módulos EP e PU, optou-se por efectuar um barramento generoso das colas à espátula, em todas as zonas de contacto daquelas superfícies de encaixe. Nessa medida, ficou garantido um preenchimento razoável dos adesivos em toda a zona *snap-fit*, tendo sido necessário retirar das respectivas juntas excessos de cola resultantes de um "fecho" em pressão. Este encaixe vertical teve que ser auxiliado por meio de pancadas suaves com um barrote de madeira, alternadamente nas zonas das abas do *snap-fit*. Este procedimento revelou-se especialmente preponderante nos módulos ligados com resina epoxídica, onde a sua textura granular (devido à respectiva carga) não permitiu um encaixe tão facilitado como o conseguido, na maior parte dos casos, por uma simples pressão de pés na ligação dos módulos colados com poliuretano.



*Figura 4.19*: Preparação dos módulos interligados ensaiados à flexão: (a) aplicação à espátula do adesivo EP, (b) encaixe com adesivo EP por pressão com barrote de madeira e (c) limpeza de excesso de adesivo PU nas juntas.

A Figura 4.20 mostra os acabamentos finais conferidos às zonas extremas do *snap-fit* (módulos EP e PU), por regularização das suas superfícies à espátula ou por corte de serra. Os módulos hibridizados (FTc.XX.#s/d) tiveram na sua preparação final o enchimento do núcleo com a espuma expansível (Pu), através do vazamento da mistura dos respectivos componentes, *vd*. Fig. 4.21. O produto sobrante da estrutura plástica foi naturalmente retirado, após a sua rápida estabilização tridimensional.

Importa referir que os módulos *interligados* com adesivos foram ensaiados apenas a partir do terceiro dia do processo de colagem, à excepção de 3 provetes (à frente referenciados). Deste modo, procurouse garantir um período aceitável para o estado de cura das colas, conforme indicação do fabricante, cujo processo ocorreu à temperatura ambiente do laboratório. As configurações geométricas dos módulos correspondem às definidas na subsecção anterior, podendo ser consultadas directamente da Figura 4.17 ou da Tabela C.1 do Anexo C.1 que reúne individualmente a totalidade de provetes ensaiados.





*Figura 4.20*: Acabamentos da zona *snap-fit* por corte e à espátula: (a) FTn.EP.#s e (b) FTn.PU.#s.

*Figura 4.21*: Módulos preenchidos com espuma expansível Pu no núcleo: (a) fase de preparação e (b) fase final.

b) Sistema de aplicação do carregamento – A aplicação do carregamento nos provetes foi processada de acordo com o modo de flexão estabelecido a 4P. A carga foi aplicada através de perfis metálicos de distribuição (SHS 50×3), dispostos simétrica e transversalmente em toda a largura do painel modular – 200 mm ou 400 mm (consoante a tipologia do módulo). Um outro perfil estrutural (UPN 80) foi interposto entre os perfis tubulares e o macaco hidráulico, tal como se pode observar na Figura 4.22.



*Figura 4.22*: Sistemas de distribuição da carga para ensaio em flexão a 4P na direcção transversal: (a) esquema inicial e (b) esquema final no vão *singular* e (c) vista geral no vão *duplo*.

Os primeiros ensaios realizados no sistema ilustrado na Figura 4.22 (a), evidenciaram alguns problemas de instabilidade no modo de distribuição das cargas perante as elevadas deformações normalmente registadas na rotura. A solução passou por colocar um rolete metálico assente em cada perfil SHS, de modo a garantir um apoio da viga UPN que permitisse rotações explícitas naqueles dois pontos de aplicação da carga, *vd*. Fig. 4.22 (b). Pontualmente, em alguns ensaios, os perfis tubulares foram substituídos por chapas metálicas suficientemente rígidas (secção 30×6 mm<sup>2</sup>), servindo no mesmo efeito que os perfis tubulares SHS.

A travessa superior do pórtico recebia a reacção do macaco hidráulico da marca ENERPAC<sup>1</sup> instalado nesta, fechando o sistema de carga por apoio na travessa inferior do pórtico. Com igual objectivo de minimizar a concentração de tensões nos banzos dos painéis ensaiados na direcção principal, foram igualmente colocadas bandas de neopreme, (*ca.* 5 mm de espessura), sobre os módulos nas zonas de aplicação das cargas. Por fim, foi ainda instalado sobre a viga UPN um sistema metálico, composto por uma rótula esférica entre duas chapas metálicas, centrado ao eixo do macaco. Este conjunto teve o intuito de corrigir eventuais desvios instalados no sistema durante a fase inicial do carregamento.

c) Sistema de apoios – a base do esquema de apoios foi providenciada por um par de perfis metálicos, dispostos transversalmente sobre a travessa inferior do pórtico, *vd*. Figs. 4.18 e 4.22, na qual assentaram os vários sistemas de rótulas materializados no presente ensaio, *vd*. Fig. 4.23.



Figura 4.23: Sistemas de apoios: (a) rótula cilíndrica maciça – \$60 mm,
(b) rótula tubular – \$48 mm e (c) rolete – \$48 mm.

Numa primeira etapa recorreram-se às rótulas cilíndricas em varão de aço liso ( $\phi$ 60 mm), utilizadas no ensaio à flexão longitudinal. Sobre o par de rótulas, uma fixa e outra móvel, foram dispostas duas chapas metálicas (secção 30×6 mm), para prevenir a ocorrência de esmagamento localizado sob os módulos. O apoio fixo foi reproduzido por meio da soldadura de 2 varões de aço ao perfil metálico que serviu de base à rótula, suficientemente afastados entre si de modo a impedir unicamente a translação daquela. O apoio móvel limitou-se ao contacto directo entre a rótula esférica e o perfil metálico, *vd*. Fig. 4.23 (a).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Macaco da marca ENERPAC (modelo RCH-206), com uma capacidade de 20 tonf e um curso máximo de 6'' (155 mm).

Numa segunda fase, optou-se por substituir as rótulas maciças por troços de tubo de andaime com um diâmetro inferior ( $\phi$ 48 mm), mantendo-se as restantes condições dos apoios, *vd*. Fig. 4.23 (b). Esta solução teve apenas por finalidade aligeirar a primeira, tendo em conta os reduzidos níveis de carga aplicada, a par de um melhor ajuste dos raios de rotação dos apoios face à ordem dos vãos de ensaio.

Um último sistema de apoios foi adoptado com base num conjunto de roletes ( $\phi$ 48 mm) e chapas metálicas (secção 70×20 mm) para apoio fixo ou móvel, *vd*. Fig. 4.23 (c). Este serviu essencialmente o ensaio dos sistemas modulares na configuração *dupla* do vão (*#d*), associados às maiores rotações sofridas nos roletes face à menor magnitude das deformações atingidas nos módulos *singulares* (*#s*). Na generalidade dos sistemas, procurou-se minimizar os efeitos de atrito gerados nas zonas dos apoios, através do espalhamento de massa lubrificante sobre as bases metálicas de suporte e nos próprios aparelhos de apoio.

d) Instrumentação e registo de dados – o comportamento dos painéis modulares foi monitorizado através de diversos aparelhos de medida, tais como transdutores de força e de deslocamento e extensómetros. Para a leitura da carga aplicada (F) foi utilizada uma célula de carga da marca NOVATECH<sup>1</sup>, com uma capacidade de 10 kN, interposta entre o macaco hidráulico e a rótula esférica sobre o perfil UPN de distribuição. Este procedimento foi mantido em todos os ensaios. A Figura 4.24 esquematiza a localização da restante instrumentação resumida à zona central dos provetes, com designações associadas à respectiva posição dos deflectómetros e disposição dos extensómetros.



*Figura 4.24*: Localização da instrumentação nos provetes ensaiados à flexão transversal (dimensões em *mm*).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Célula de carga NOVATECH – S/N 19353.

Para a medição dos deslocamentos verticais sofridos no plano de flexão, os módulos foram instrumentados na secção de meio de vão com dois transdutores: (i)  $\delta_{if}$  – deflectómetro de êmbolo da marca TML, com um curso de 50 mm ou de 100 mm, centrado por baixo do banzo inferior e (ii)  $\delta_{up}$  – deflectómetro de fio da marca TML, com um curso de 500 mm, fixado por cima do banzo superior através de camarões metálicos ligeiramente aparafusados no banzo, *vd*. Fig. 4.24 (a). Com o deflectómetro de fio pretendeu-se assegurar um registo completo dos deslocamentos nos provetes em pós-rotura, sob grandes deformações, dada a limitação dos cursos dos deflectómetros de êmbolo disponíveis. Na prática, as leituras destes últimos serviram apenas para confirmar as medições obtidas no deflectómetro de fio até determinado nível de deformação. A elevada concordância entre registos permitiu analisar os resultados apenas com base nas leituras do aparelho de maior curso,  $\delta_{up}$  (doravante sob a designação única  $\delta$ ).

Um terceiro deflectómetro –  $\delta_h$ , da marca APEK, com um curso de 25 mm, foi ainda colocado horizontalmente na zona central, sob alguns dos módulos *interligados* com adesivo, de modo a obter-se um deslocamento relativo na junta *snap-fit* entre dois pontos fixos, conforme se observa em pormenor nas Figuras 4.25 (a)–(c). A relação entre a abertura na junta e a distância compreendida entre aqueles pontos de fixação (*ca.* 30,5–39,5 mm) permitiu avaliar a extensão naquela zona de ligação.





Módulo interligado



Figura 4.25: Instrumentação: (a) ensaio genérico e (b), (c), (d) detalhes dos deflectómetros e extensómetros.

Por fim, um exemplar de cada série foi ainda instrumentado com extensómetros<sup>1</sup>, à excepção dos provetes da fase preliminar e das séries no vão duplo com núcleo vazio (FTn.XX.#d). Nos módulos *simples* foram colados três extensómetros no banzo inferior na secção de meio vão – dois segundo a direcção longitudinal do vão ( $\varepsilon_{L1} \in \varepsilon_{L2}$ ) e um na direcção transversal ( $\varepsilon_T$ ), *vd*. Figs. 4.24 e 4.25 (b). Nos módulos

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Extensómetro eléctrico da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

*interligados* foram colados dois extensómetros, ambos na direcção do vão – um centrado na cavidade de meio vão ( $\varepsilon_L$ ), outro afastado de 50 mm, adjacente à junta *snap-fit* ( $\varepsilon_{SF}$ ), *vd*. Figs. 4.24 e 4.25 (c). A instrumentação destinada a cada exemplar ensaiado pode também ser consultada na Tabela C.1.

As designações enumeradas atrás na definição dos vários aparelhos de medida serviram para efectuar uma correspondência prática com os respectivos valores de leitura (carga, deslocamentos e extensões). Estes foram obtidos através de uma unidade de aquisição de dados, com 8 canais, da marca HBM e modelo *Spider 8*. As variáveis de saída foram registadas em PC recorrendo a *software* de aquisição.

Os ensaios foram conduzidos em controlo de força, com a carga aplicada monotonicamente a uma velocidade relativamente reduzida (*ca*. 0,01–0,05 kN/s), até se atingir um estado limite último de pós-rotura nos provetes ou, mais prolongadamente, até uma perda total da estabilidade do sistema. A deformação na carga máxima ocorreu por períodos variáveis (entre 2 a 5 minutos), função dos limites anteriores estabelecidos.



Figura 4.26: Séries de provetes ensaiados à flexão na direcção transversal (46 un.).

O número total de módulos submetidos a ensaio (46 *un*.), nas 14 séries correspondentes, pode ser observado na Figura 4.26, tendo sido considerados 44 ensaios válidos, cujos resultados se analisam de seguida.

#### **4.3.1.3** Análise dos resultados experimentais: a) – e)

A primeira análise dos resultados diz respeito aos elementos de maior interesse, associados aos provetes *singulares* de vão único (*#s*), com o núcleo vazio (4 séries). Posteriormente, são apresentados os resultados correspondentes aos módulos *híbridos*, seguindo-se os referentes às séries na ordem do vão *duplo* (*#d*), nas suas diversas tipologias e variantes. Por fim, a análise é complementada por via das leituras nos extensómetros, também a fim de relacionar as propriedades de rigidez transversal da secção em flexão com o grau de interacção de corte do núcleo dos sistemas celulares (entre banzos). Como tal, a análise seguinte dos resultados vem descrita por 5 alíneas: a) – e).

a) Módulos singulares standard – o comportamento dos provetes singulares pode ser observado nas Figuras 4.27–4.30 (a) em termos das curvas experimentais<sup>1</sup>  $F - \delta$ , a par de exemplos particulares das roturas observadas, vd. Fig. 4.27–4.30 (b). Em geral, os provetes apresentaram um comportamento bastante próximo em cada série, individualmente, e razoavelmente concordante entre séries, à excepção da resposta no conjunto *interligado* FTn.SF.#s. Neste último caso, o funcionamento do sistema deveu-se quase exclusivamente à junta *snap-fit* não colada submetida à flexão na direcção transversal.

Faz-se notar que em relação às séries homólogas da fase preliminar, as correspondentes curvas e modos de rotura podem ser observados nas Figuras C.1 a C.4 do Anexo C.1.

Em qualquer das situações, o comportamento inicial foi completamente elástico linear até um determinado nível de carga – *limite elástico de proporcionalidade*, a partir do qual a resposta foi caracterizada por um regime não linear (ou parcialmente linear). A esta fase de proporcionalidade  $F - \delta$  correspondeu a primeira rotura ocorrida na secção, em que a força apresentou uma queda característica na resposta global. Por um lado, quer nos sistemas *simples*, quer nos *interligados* com adesivos, as roturas localizaram-se nas uniões banzo-alma. Por outro lado, as roturas nos provetes *interligados* apenas por atrito *snap-fit* localizaram-se nas abas de ligação. Em ambos os casos, a partir deste nível, as respostas foram irregulares em termos de evolução da carga, com perda de rigidez associada, até se atingir a força máxima por rotura total de um dos nós de ligação ou de uma aba *snap-fit*, consoante uma das situações retratadas. Este regime de "endurecimento" foi resultado das sucessivas roturas nodais que se desenvolveram, de um modo geral, nos troços extremos do vão em flexão a 4P, à excepção da abertura progressiva do *snap-fit* nos provetes FTn.SF.#s. Uma vez atingida a capacidade máxima, a carga decresceu de forma mais ou menos acentuada, até níveis sensivelmente constantes, em grandes deformações dos provetes.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Indicadores representados nas curvas  $F - \delta$ .

 $F_{el}$  – limite elástico de proporcionalidade em força;

 $F_{max}$  – força máxima, associada ao índice de ductilidade em deslocamentos  $\mu_{\delta}$ 

 $<sup>\</sup>mu_{\delta}$ - índice de ductilidade em deslocamentos, avaliado segundo o critério clássico estabelecido para elementos de betão e aço (relação entre o deslocamento na rotura correspondente à força máxima e o deslocamento no limite elástico -  $\delta_{u}/\delta_{el}$ ).



*Figura 4.27*: Série FTn.SI.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e (b) rotura de FTn.SI.2s.

*Figura 4.28*: Série FTn.SF.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e (b) rotura de FTn.SF.4s (interrompida).



*Figura 4.29*: Série FTn.PU.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e (b) rotura de FTn.PU.1s.

*Figura 4.30*: Série FTn.EP.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e (b) rotura de FTn.EP.4s.

Da análise dos registos comportamentais identificaram-se duas componentes de deformação inelástica, pós regime linear, caracterizadas por uma *pseudo*-ductilidade devida à redundância do próprio sistema multicelular. A primeira fase "dúctil", com resistência remanescente da secção, foi caracterizada pelas sucessivas delaminações localizadas criteriosamente no sistema modular. No segundo regime, com perda total de capacidade resistente, aquelas roturas progrediram na separação generalizada dos laminados nos nós banzo-alma. Face à hiperestaticidade dos painéis carregados transversalmente, seria expectável que as roturas iniciais tivessem sido devidas ao momento flector instalado nas junções "T", por flexão transversal das paredes, superando a resistência à flexão naqueles pontos. Este funcionamento inicial, por mecanismo de Vierendeel, progrediu no colapso das ligações, por agravamento da distorção das paredes, provocando a sua separação praticamente integral (em regime de grandes deformações).

Na Tabela 4.4 podem ser consultados os valores experimentais da força máxima ( $F_{máx}$ ), do respectivo deslocamento na rotura ( $\delta_u$ ), do limite elástico de proporcionalidade em força ( $F_{el}$ ), do diferencial de força inelástica ( $\Delta F$ , percentagem do aumento da força máxima em relação à força limite elástica) e do índice de ductilidade ( $\mu_{\delta}$ ). São ainda apresentados os níveis da resistência última ( $R_{fu,T}$ ) e da rigidez elástica transversal ( $K_{f,T}$ ), por metro de largura dos elementos modulares.

	Flexão	Força máxima	Deslocamento na rotura	Limite de pro- porcionalidade	Índices de ductilidade	Resistência	Rigidez
Série   Provete		<b>F<sub>máx</sub></b> [kN]	δ <sub>u</sub> [mm]	F <sub>el</sub> [kN]	<b>ΔF   μ<sub>δ</sub></b> [%]   [–]	<b>R</b> <sub>fu,T</sub> [kN/m]	K <sub>f,T</sub> [kN/m/m]
Simples – Fase.0	FTn.SI.#	5,6±0,3	$27,2 \pm 3,2$	4,3 ±0,4	30%   2,28	13,9±05%	$1.077 \pm 07\%$
	FTn.SF.#	$3,5 \pm 0,1$	25,0 ± 8,3	2,7 ±0,1	31%   2,20	8,8±03%	$632\pm06\%$
	FTn.PU.#	3,8 ± 0,9	13,9 ± 1,8	$2,2\pm 0,5$	68%   2,30	9,4 ± 23%	$1.002\pm09\%$
	FTn.EP.#	$4,3\pm0,0$	12,0 ± 3,0	3,9 ±0,1	09%   1,52	$10,7\pm01\%$	$1.321\pm01\%$
Simples	FTn.SI.#s	$2,7\pm0,2$	$26,7 \pm 1,3$	2,0 ±0,3	36%   2,67	13,7 ± 08%	$1.180 \pm 06\%$
	FTc.SI.#s	$5,2 \pm 0,3$	$12,0\pm0,7$	4,8 ±0,6	09%   1,23	$26,1\pm07\%$	$2.824\pm07\%$
Interligado	FTn.SF.#s <sup>(1)</sup>	$1,5 \pm 0,3$	52,3 ± 2,2	1,1 ±0,5	91%   5,25	7,6±23%	611 ± 10%
	FTn.PU.#s <sup>(2)</sup>	$1,8 \pm 0,4$	16,6 ± 3,0	1,3 ±0,4	51%   2,20	$9,2\pm22\%$	$952\pm17\%$
	FTn.EP.#s	$2,1\pm0,2$	$17,1 \pm 1,9$	1,7 ±0,1	23%   2,18	$10,4 \pm 10\%$	$1.186 \pm 05\%$
	FTc.EP.#s	$5,0 \pm 0,7$	$17,7 \pm 2,6$	4,4 ±0,5	14%   1,92	24,8 ± 14%	2686 ± 11%

Tabela 4.4: Resultados experimentais do ensaio à flexão na direcção transversal (média  $\pm dp$ . ou cv.).

<sup>(1)</sup> F<sub>máx</sub> no provete FTn.SF.3s assumida na fase de grandes deslocamentos. N

NOTA: exclusão do provete FTn.SF.4s, por falha

 $^{(2)}$  F<sub>máx</sub> no provete FTn.PU.3s assumida no pico de carga de queda mais brusca.

na continuidade do registo do deslocamento.

Na Tabela 4.4 encontram-se reunidos os resultados referentes a todas as séries, à excepção dos sistemas modulares no vão *duplo* (#*d*). Refira-se que os valores da rigidez  $K_{f,T}$ , constantes na Tabela 4.4, foram obtidos directamente dos gráficos das Figuras 4.27–4.30 (a), a partir do declive da parte linear das curvas  $F - \delta$ , correspondente a um mesmo intervalo de deslocamento compreendido entre 2,0 mm e 4,0 mm.

Embora com comportamentos bastante regulares em cada série, facilmente se percebe algumas diferenças entre as respostas dos vários sistemas modulares, com excepção clara da série FTn.SF.#s. Estas podem ser atribuídas à diferente configuração celular e tipologia de ligação assumidas, em particular entre sistemas *simples* e *interligados*, com efeito nas correspondentes capacidades de resistência e de rigidez.

Relativamente à Fase Preliminar do ensaio, pode verificar-se uma elevada concordância com as séries homólogas da Fase Regular. A duplicação da largura dos painéis traduziu-se em comportamentos semelhantes, mas para valores absolutos da força e rigidez iguais ao dobro dos correspondentes aos dos sistemas modulares apoiados em 200 mm. Tal situação, expectável, significou capacidades resistentes últimas e rigidez elásticas, por metro de desenvolvimento de painel, bastante similares entre as respectivas séries das duas fases. Como referido, por essa razão de proximidade comportamental, optou-se por abordar o presente ensaio com os provetes submetidos na menor geometria. Porém, pode notar-se uma diferença relativa entre as componentes de deformação não linear, em regime de ductilidade, sendo de menor grau a resposta dúctil nos sistemas modulares da Fase.0. Além disso, importa relembrar que esse primeiro conjunto de resultados foi proveniente de uma amostra mais reduzida de provetes, comparativamente às envolvidas nas restantes séries. A seguir às curvas  $F - \delta$  expostas no Anexo C.1, na Figura C.5 mostra-se um exemplo do modo de rotura ocorrido num dos provetes *maiores*, bastante semelhantes aos desenvolvidos nos provetes *menores*, conforme resultados e discussão seguintes.

Como referido, à excepção da série FTn.SF.#s, os comportamentos das séries da Fase Regular podem ser directamente comparados, quer em termos de resistência quer de rigidez, em virtude da semelhança das respostas e dos respectivos modos de rotura. Os sistemas *simples* (SI) foram os que apresentaram o índice de ductilidade mais elevado ( $\mu_{\delta} = 2,67$ ), associado às maiores capacidades de resistência elástica (10,1 kN/m) e última (13,7 kN/m). Estes limites reduziram-se em 15% e 20%, respectivamente, nos sistemas *interligados* EP, mantendo, no entanto, uma rigidez praticamente igual (1.180–1.186 kN/m/m). Além disso, é possível constatar nesta última série as maiores reduções do acréscimo de força (23%) e do regime de ductilidade ( $\mu_{\delta} = 2,18$ ) em fase inelástica. Nos sistemas *interligados* PU, com índice de ductilidade similar, resultou uma componente inelástica da força mais elevada (51%), associada às capacidades resistentes elásticas (6,3 kN/m) e últimas (9,2 kN/m) mais reduzidas. Neste caso, é perceptível a iniciação de um regime não linear numa fase substancialmente menos resistente, associada a uma rigidez reduzida em 20% (952 kN/m/m), comparativamente com os regimes dos módulos *simples* e

*interligados* EP. Aliás, o comportamento não linear deste sistema (FTn.PU.#s) parece figurar numa situação intermédia entre regimes dos sistemas referidos.

Por último, como esperado, nos sistemas *interligados* FTn.SF.#s verificaram-se os níveis mais reduzidos tanto de resistência como de rigidez elástica, em resultado de um comportamento fortemente não linear condicionado pela forma de abertura, mais ou menos prematura, da ligação *snap-fit*. O "puro" funcionamento desta união na direcção transversal conferiu ao sistema uma elevada deformação *pseudo*-dúctil ( $\mu_{\delta}$  = 5,25), até ao colapso do mesmo em grandes deslocamentos com perda imediata da capacidade resistente.

As quantificações acima estabelecidas, em cada série, reforçam a consistência verificada nas propriedades mecânicas dos sistemas modulares, com desvios pouco relevantes (de um modo geral, coeficientes de variação inferiores a 11%). Estas propriedades médias permitem qualificar o comportamento dos sistemas num modelo constitutivo elasto-plástico com "endurecimento", função do nível de ductilidade condicionado pela configuração celular. Esta idealização, resumida mais à frente em termos da relação *Tensão – Extensão máximas (§4.3.3.2)*, exclui o comportamento de menor importância para o efeito, respeitante à série *interligada* sem adesivo. No entanto, importa ainda analisar, em pormenor, os modos de rotura que se desenvolveram nos dois sistemas de configuração distinta – *simples* e *interligado*, com consequência nas variações das capacidades resistentes, de ductilidade e da rigidez elástica dos painéis modulares.

Nas Figuras 4.31 e 4.32 mostram-se os modos de rotura representativos tanto num módulo *simples*, correspondente à secção corrente do painel *standard*, como nos módulos *interligados* com adesivos, associados às secções de ligação *snap-fit* do painel. A numeração (1 a 4) presente nessas figuras referese à ordem sequencial das várias roturas desenvolvidas. No Anexo C.1 pode ser ainda observado, para cada uma das séries, o cenário evolutivo do modo de rotura captado por vídeo, *vd*. Figs. C.6 a C.9.

Nos sistemas *simples* as primeiras roturas ocorreram, quase sempre, nos nós de ligação no segundo septo da secção – alma intermédia entre uma das secções de aplicação das cargas e a respectiva secção de apoio mais próxima. Por norma, foi audível uma certa fissuração com o incremento da carga, antes daquelas roturas surgirem com a delaminação do material, em geral simultaneamente nos nós superior e inferior do septo. Esta situação, claramente audível, correspondeu à primeira queda marginal da força registada no comportamento  $F - \delta$ . Posteriormente, as roturas progrediram para os nós de uma das secções de apoio ou para os nós correspondentes sob as secções de aplicação das cargas, *vd*. Fig. 4.31.

As sucessivas delaminações, cada uma acompanhada de um ruído forte, corresponderam ao efeito "serrado" no comportamento  $F - \delta$ , associado aos vários picos de carga, com perda gradual da rigidez global do elemento. Estas desenvolveram-se diagonalmente nas junções de ligação, de acordo com o modo de flexão das paredes do painel modular, composto pela união de cavidades celulares iguais. Devido a esta disposição celular, na maior parte dos casos, as roturas sucederam de forma praticamente simétrica no vão, em relação ao eixo de carregamento, sem nunca atingir os nós dos septos centrais.

Uma vez delaminados os restantes nós – *capacidade resistente máxima do módulo*, a força decresceu significativamente e de forma continuada, dando lugar à segunda fase do comportamento dúctil do painel em regime de pós-rotura. Neste ponto de grandes deformações (crescentes), as roturas progrediram naqueles mesmos nós, conduzindo à excessiva delaminação do material, por norma, mais evidente no nó onde ocorreu a primeira rotura. A distorção cada vez mais acentuada do painel provocou a destruição completa de algumas ligações, sobretudo ao nível dos nós dos septos dos apoios sem continuidade de banzo. O colapso foi atingido completamente em alguns painéis, pela separação total das ligações banzo-alma, com destaques (separação) do material laminado mais espessado associada à ligação "T".



*Figura 4.31*: Rotura característica nos módulos *simples* – provete FTn.SI.1s: (a) cenário geral da sequência do modo de rotura e (b) pormenores dos tramos entre as secções de aplicação da carga e dos apoios.

Em relação aos dois sistemas *interligados* com adesivos – PU e EP, os modos de rotura foram sensivelmente semelhantes aos observados nos módulos *simples*, *vd*. Figs. 4.32 (a) e (b), respectivamente. No entanto, vale a pena salientar algumas variações que parecem justificar as diferenças relativas entre propriedades mecânicas, nomeadamente em termos de resistência limite elástica e última.

Embora mantida a simetria dos painéis, as roturas só muito pontualmente se desenvolveram nos nós banzo-alma das secções de aplicação das cargas. Nestes casos, a cavidade central, formada pelas juntas coladas *snap-fit*, foi responsável por rigidificar os sistemas localmente, em virtude da maior inércia das paredes face à das placas das restantes células correntes. Nesse sentido, o esforço rasante e os momentos flectores instalados ao nível das uniões banzo-alma tenderam a provocar roturas em pontos mais afastados do tramo central, e num menor número nodal, que na situação do mecanismo da transferência das cargas nos módulos *simples*.

A menor regularidade no mecanismo hiperestático no vão (simétrico) dos painéis *interligados* implicou uma maior susceptibilidade à ocorrência das primeiras roturas nas secções de corte máximo (*i.e.*, centradas na 2<sup>a</sup> e 1<sup>a</sup> almas), quando comparado à transmissão mais regular no painel *standard* de secção corrente. Para além disso, note-se que os pontos de carga nos módulos em causa localizaram-se exactamente sobre os terceiros septos, correspondendo a um ligeiro encurtamento dos tramos extremos face aos dos módulos *simples* (diferença de 8,5 mm por troço). Nestes últimos, aquelas almas estariam ainda, teoricamente, sujeitas a esforço rasante máximo. Pelas razões apontadas, percebe-se o número mais reduzido dos picos de carga no comportamento dos sistemas *interligados*, pós regime elástico linear.



*Figura 4.32*: Roturas características nos módulos *interligados* com adesivos: (a) PU – provete FTn.PU.1s e (b) EP – provete FTn.EP.1s.

Uma vez mais, não foram identificadas quaisquer roturas ou danos visíveis nos tramos centrais dos provetes, provando a capacidade de monolitismo conferida pelas juntas coladas nos painéis *interligados* submetidos em flexão na direcção "fraca". Na Figura 4.33 é possível verificar a integridade mantida nas células de meio vão, em ambas as tipologias modulares – *simples* e *interligados* (PU e EP).

Os sistemas colados com o adesivo EP, além de terem mantido uma rigidez elástica bastante similar à dos módulos *simples*, revelaram um comportamento menos dúctil face aos demais, com um "endurecimento" mais curto pré-rotura (máxima), durante o desenvolvimento das sucessivas roturas nodais. Por outro lado, os sistemas colados com o adesivo PU, foram os que apresentaram as respostas globais mais flexíveis e, parcialmente, de maior deformação inelástica. A maior não linearidade deste comportamento poderá estar associada às propriedades mais dúcteis do adesivo em causa. Relembre-se que o módulo de elasticidade do adesivo de poliuretano (PU) apresentou uma ordem de grandeza 10 vezes inferior ao do adesivo estrutural epoxídico (EP), não obstante a proximidade entre as respectivas resistências últimas.



*Figura 4.33*: Integridade das cavidades centrais nos sistemas modulares: (a) *simples* (núcleo regular) e *interligados* (núcleo *snap-fit*) com adesivo (b) poliuretano – PU e (c) epoxídico – EP.

Em jeito conclusivo, os modos de rotura nos sistemas modulares, com continuidade "efectiva", foram resultado da flexão transversal das paredes laminadas, por redundância do painel tubular fechado – efeito de Vierendeel. Este mecanismo desenvolveu-se de modo mais ou menos simétrico ao longo do vão, com efeito na forma diagonal das delaminações ocorridas nos nós banzo-alma. Foi claramente condicionante o esforço de corte "máximo" instalado nos tramos extremos do vão (sob 4*PB*), onde as forças de corte rasante contribuíram para a distorção progressiva da secção modular, desde os pontos de aplicação das cargas até às zonas dos apoios. Na Figura 4.34 encontram-se alguns exemplos das roturas desenvolvidas nas secções atrás referidas, em estado limite último dos provetes. Posteriormente às delaminações nos

nós banzo-alma, foram evidentes, em grandes deformações, roturas acentuadas do material nesses nós, com particular destaque para a desagregação laminar das camadas mais espessadas, associadas à ligação em "T". Em geral, este fenómeno conduziu à separação integral da união entre paredes do painel.



Figura 4.34: Roturas em ELU nos sistemas: (a) simples e interligado com (b) adesivo PU e adesivo (c) EP.

Por último, nos sistemas *interligados* sem adesivo, a Figura 4.35 clarifica o modo de rotura distinto dos demais – concentrado na junta inferior do *snap-fit*. Em alguns casos, a rotura deveu-se à rotação excessiva da união da aba com o correspondente septo de ligação, chegando a provocar a perda de contacto entre abas em consequência da perda total do atrito gerado entre elas, *vd*. Fig. 4.35 (a). Noutros casos, a rotura naquela união foi acompanhada da delaminação do respectivo septo de ligação, conduzindo a uma degradação praticamente total daquela parede em fase de grandes deformações, *vd*. Fig. 4.35 (b).



*Figura 4.35*: Rotura característica nos módulos *interligados* sem adesivo: (a) provete FTn.SF.1s, com rotação e colapso da aba de ligação inferior e (b) provete FTn.SF.3s, com delaminação total da alma de ligação.

b) Módulos singulares híbridos – o comportamento dos módulos híbridos de vão singular – FTc.SI.#s e FTc.EP.#s, pode ser analisado com base nos diagramas das Figuras 4.36 e 4.37 (a), respectivamente. Nas partes (b), mostram-se as correspondentes roturas mais características, inclusive vd. Fig. 4.38. De forma a facilitar uma comparação relativa, aqueles diagramas incluem as curvas  $F - \delta$  dos sistemas homólogos não preenchidos no núcleo, assim como exemplos das respectivas roturas típicas – partes (c). Relembre-se que os resultados em causa foram enquadrados inicialmente na Tabela 4.4.



*Figura 4.36*: Série FTc.SI.#s vs FTn.SI.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e roturas de (b) FTc.SI.4s e (c) FTn.SI.4s.



*Figura 4.37*: Série FTc.EP.#s vs FTn.EP.#s: (a) curvas  $F - \delta$  e roturas de (b) FTc.EP.3s e (c) FTn.EP.4s.

Os comportamentos registados nos módulos *híbridos* foram sensivelmente próximos dos observados nos sistemas *standard* com o núcleo vazio. Porém, a hibridização dos módulos teve por consequência uma melhoria significativa das propriedades mecânicas dos sistemas (de expressão semelhante em ambos os sistemas modulares).

A par das observações anteriores, é possível verificar componentes mais reduzidas da deformação em regime não linear, antes de se atingir a força máxima, associadas a uma maior aproximação entre as cargas das primeiras roturas (*limites elásticos*) e as capacidades máximas. Neste contexto, compreendese que os modos de rotura nos módulos *híbridos* foram menos dúcteis comparativamente aos dos módulos *standard*. Em ambas as configurações *híbridas*, o aumento quer da capacidade resistente quer do nível de rigidez elástica foram relativamente próximos entre si (*ca.* 130%), à excepção da resistência última nos módulos *simples* fixada num acréscimo de 90%. Importa destacar a resistência máxima atingida nos módulos *interligados* (EP) – 2,4 vezes superior à do módulo idêntico com o núcleo vazio, quase igualando a resistência absoluta registada nos módulos *simples*.



Figura 4.38: Rotura característica nos módulos *singulares híbridos*: (a) provete FTc.SI.2s, com fendilhação da espuma e colapso das ligações banzo-alma e (b) provete FTc.EP.1s, com fendilhação da espuma e roturas nos nós.

Pode entender-se que a espuma inserida no núcleo celular foi responsável por retardar o desenvolvimento das primeiras delaminações nas ligações banzo-alma, restringindo, em certa medida, as paredes laminadas dos painéis modulares. A hibridização parece estar relacionada com a modificação do sistema estrutural original (celular vazio), de tal ordem que os banzos possam ter participado num mecanismo de transmissão dos esforços, certamente mais próximo do modo de contribuição das almas. Esta situação poderá justificar as maiores capacidades de resistência e de rigidez global nos elementos *hibridizados*, condicionantes nas roturas mais súbitas no material dos nós, igualmente ao nível das secções anteriormente referidas, *vd*. Fig. 4.38. Por esta razão, ao contrário dos cenários anteriores, a iniciação das roturas e sua progressão centrou-se num menor número de pontos nodais e, geralmente, de uma maneira mais assimétrica ao longo do vão.

No entanto, as conclusões hipotéticas anteriores só poderiam ser validadas mediante um registo mais completo das deformações, envolvendo a totalidade das paredes dos painéis – além da análise extensométrica simplificada apresentada na alínea d). As roturas no material foram antecedidas por fendilhação na espuma (bastante ruidosa), encaminhada sobre aquelas secções "preferenciais", direccionadas mais ou menos a 45°. A abertura progressiva dessas fendas, até à fractura total da espuma, parece ter estado relacionada com os níveis de ductilidade registados nos elementos em regime inelástico. c) Módulos *duplos standard* e *híbridos* – a análise do comportamento do conjunto de módulos no vão duplo, quer *standard* quer *híbridos*, pode ser efectuada através da leitura dos diagramas das Figuras 4.39 (a) a (d). A segunda variante refere-se unicamente à série na configuração FTc.EP.#d – Fig. 4.39 (d).



Figura 4.39: Curvas  $F - \delta$ dos provetes das séries: (a) FTn.SF.#d, (b) FTn.PU.#d, (c) FTn.EP.#d e (d) FTc.EP.#d.

Face a uma amostra de resultados mais restrita<sup>1</sup>, os valores médios das cargas últimas ( $F_{mdx}$ ) apenas são assinalados nos respectivos gráficos da Figura 4.39, a par de outros parâmetros "notáveis", nomeadamente cargas de roturas das ligações coladas (PU e EP). Na mesma lógica, são assinaladas graficamente os valores médios da rigidez elástica de flexão transversal,  $K_{f,T}^2$  (por metro de largura de painel). Estes não sendo directamente comparáveis com as parcelas correspondentes às das séries homólogas no vão singular (#s), encontram-se mais à frente resumidos em conjunto na alínea e), em termos das componentes (*E.1*)<sub>*f,T*</sub>, Porém, podem assinalar-se reduções de  $K_{f,T}$  consistentes em todas as séries (*ca.* 75%), face a um aumento do vão das séries *duplas* superior ao dobro do vão *singular* (2,2). O maior desvio pode ser verificado na série FTn.SF.#d, onde aquela relação (*F*/ $\delta$ ) teve uma redução mais significativa (82%).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Resultados de ensaios interrompidos por erros experimentais, incluindo respostas não características por roturas adesivas.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Declive da parte linear das curvas  $F - \delta$ , num intervalo de deslocamento entre 4,0–8,0 mm (dobro dos sistemas *singulares*).

Em relação à primeira série – FTn.SF.#d, o comportamento nos 3 sistemas modulares revelou-se bastante concordante entre eles. As roturas desenvolveram-se pela abertura progressiva do *snap-fit*, sensivelmente da mesma maneira que nos modos observados na correspondente série *singular* – FTn.SF.#s, *vd*. Fig. 4.40 (a). No último caso investigado, as roturas concentraram-se em 2 pontos da cavidade central de ligação. Em primeiro lugar, deu-se a rotura por rotação excessiva do nó de ligação entre a aba *snap-fit* e o respectivo septo de ligação, seguindo-se posteriormente a rotura por delaminação do nó "T", superiormente, nessa alma de ligação, *vd*. Fig. 4.40 (b). Esta sequência pode ser facilmente correlacionada com os comportamentos representados no gráfico da Figura 4.39 (a). Após a primeira rotura (*limite elástico de proporcionalidade*), o aumento de carga em regime não linear associou-se a uma componente da deformação inelástica de menor ductilidade (4,1) que na série singular (5,3).



Figura 4.40: Rotura no provete duplo interligado FTn.SF.1d: (a) vista geral e (b) pormenor da abertura do snap-fit.

Com respeito à série *interligada* com adesivo PU – FTn.PU.#d, o único comportamento à flexão representativo correspondeu à resposta do provete FTn.PU.3d, sem no entanto ter atingido a carga máxima de rotura, *vd*. Fig. 4.39 (b), a traço interrompido. Tal situação deveu-se ao descalce do provete no apoio esquerdo, já numa fase de elevadas deformações (*ca.* 115 mm de deslocamento vertical). A Figura 4.41 mostra o estado do módulo nessa fase da rotura, desenvolvida de forma similar à dos modos de rotura nos sistemas modulares análogos no vão *singular*. A integridade da ligação colada no *snap-fit* manteve-se à medida que ocorriam as sucessivas delaminações nas uniões banzo-alma, restritas aos tramos de extremidade. Essas roturas desenvolveram-se, igualmente, de um modo mais ou menos simétrico no vão, desde os septos das almas mais próximas dos pontos de aplicação das cargas até às secções dos apoios. Embora sem rotura (última), o comportamento foi idêntico aos modelos ensaiados no vão mais curto.



Figura 4.41: Rotura no provete duplo interligado FTn.PU.1d: (a) vista geral e (b) sequência do tramo direito.

Quanto aos restantes provetes *interligados* com adesivo PU, ambos os comportamentos ficaram registados pelas roturas adesivas (frágeis), com consequência na abertura súbita do *snap-fit*, para um valor médio de carga próximo de 1,0 kN, *vd*. Fig. 4.39 (b). Embora de natureza abrupta, as roturas foram antecedidas de ruídos, provavelmente, associados à iniciação da fendilhação ocorrida no interior do material laminado. A Figura 4.42 mostra o tipo de roturas ocorridas nas ligações: adesiva por descolamento na interface cola – alma de ligação *snap-fit* (correspondente a uma superfície de ligação de 200×36 mm<sup>2</sup>, por aba).



*Figura 4.42*: Roturas adesivas nos módulos *duplos interligados* com adesivo PU: (a) vista da abertura do *snap-fit* e (b) superfícies de colagem (FTn.PU.2d).

Esta forma de rotura, para níveis de tensão esperados aquém das capacidades resistentes da resina de poliuretano (à tracção e aderência), não foi inteiramente inesperada tendo, sobretudo, em conta os procedimentos envolvidos na preparação dos provetes desta série. Neste lote de ensaio esteve em causa o último processo de colagem efectuado com recurso ao adesivo PU, onde as quantidades disponíveis de adesivo foram escassas pela repartição nos 3 provetes, em comparação com o material aplicado em todas as restantes colagens anteriores. Este facto é claramente perceptível na Figura 4.42, onde se percebe o défice de cola generalizado por toda a superfície de contacto. A restante área visível com fibras correspondeu à delaminação da zona superior da alma de ligação, em virtude da continuidade do ensaio – pós ponto de rotura adesiva, com ligeiro aumento da capacidade de carga e da rigidez, *vd*. Fig. 4.42. Além do motivo descrito, importa sublinhar que o mesmo lote foi o único ensaiado num período entre 48 a 72 horas após o processo de colagem (tempo de cura inferior ao recomendado pelo fabricante, 3 dias).

Na série *interligada* com o adesivo EP – FTn.EP.#d, os comportamentos registados foram representativos do modo de flexão instalado, *vd*. Fig. 4.39 (c) e Fig. 4.43. O valor médio da carga máxima atingida foi relativamente elevado quando comparado ao da capacidade última dos provetes da série correspondente no vão *singular* (32% inferior). Nesse contexto, uma vez alcançada a primeira rotura numa dada união banzo-alma, os sistemas não voltaram a adquirir capacidade resistente, com perda progressiva da rigidez à medida que as delaminações foram sucedendo para picos de carga inferiores à força máxima. Por essa razão, os sistemas modulares desta série foram os únicos que não apresentaram um regime de ductilidade como o observado, em geral, em todas as restantes configurações. Contudo, é de assinalar a excepção verificada no provete FTn.EP.2d, cujo comportamento foi de facto mais consistente da série de três, embora parcialmente registado, *vd*. Fig. 4.39 (c), a traço interrompido. Por erro experimental, a interrupção do ensaio foi forçada antes de se ter atingido uma provável carga máxima. Neste caso foi evidente um limite proporcional à carga, associada à primeira rotura, a partir do qual o provete assegurou uma certa capacidade resistente em regime não linear. Contudo, sublinha-se o facto da rigidez se desviar das parcelas respeitantes aos outros módulos da série (281 kN/m/m  $\pm$  22%).



*Figura 4.43*: Roturas características nos módulos *duplos interligados* com adesivo EP: (a) vista geral do provete FTn.EP.2d e (b) vista sequencial do tramo direito do provete FTn.EP.3d.

De modo similar, as roturas desenvolveram-se nas ligações das células submetidas a esforço de corte máximo, progredindo desde a alma mais próxima dos pontos de carga até aos apoios. Sob grandes deformações, foi possível constatar distorções bastante acentuadas na secção multicelular, em simultâneo com o corte total nalgumas ligações entre paredes laminadas, em particular a separação do banzo de transição mais espesso (nó "T"). Nesta série foi sempre mantida a integridade da ligação, *vd*. Fig. 4.43.

Por último, na série *interligada* com a resina estrutural EP, na variante *híbrida* – FTc.EP.#d, apenas o elemento FTc.EP.2d apresentou um comportamento característico até à interrupção do ensaio, por rotação excessiva do apoio direito que descalçou o provete, *vd*. Fig. 4.44. Além disso, até determinado nível de carga, deixou de ser possível dar continuidade ao registo da evolução  $F - \delta$ , por falha do sistema de aquisição de dados, *vd*. Fig. 4.39 (d), a traço interrompido. Não obstante, pelo modo de rotura observado, até um nível bastante considerável da deformação, foi observável uma progressão de roturas nodais semelhantes às desenvolvidas nos sistemas *singulares* homólogos. As delaminações no material das uniões banzo-alma foram igualmente antecipadas por fendilhação na espuma, segundo uma direcção bem definida a 45°. A rotura total no nó, inicialmente delaminado, correspondeu à separação integral das paredes laminadas na junção "T" em causa, seguindo-se a fractura da espuma adjacente.



Figura 4.44: Vista geral do modo de rotura no provete duplo interligado híbrido FTc.EP.1d.

De acordo com o referido, não foi possível registar, na presente série, as cargas máximas na rotura em flexão, também por consequência do tipo de roturas verificadas nos outros dois elementos, *vd*. Fig. 4.45. À semelhança do registado na dupla referente à série interligada com adesivo de poliuretano (FTn.PU.#), também neste caso ocorreram roturas frágeis ao nível da ligação colada com resina epoxídica, com igual resultado na abertura súbita do *snap-fit*, para um valor médio de carga de 3,1 kN, *vd*. Fig. 4.39 (d). No entanto, estas roturas parecem ter sido caracterizadas por uma tipologia mista, *i.e.*, tanto adesiva por descolamento parcial na interface resina – alma de ligação, como coesiva por arrancamento de fibras coladas à camada de resina numa dada zona da superfície de contacto ( $200 \times 36 \text{ mm}^2$  / aba). O primeiro tipo de rotura associou-se à zona mais exterior da ligação (*ca*. 5–10 mm), enquanto o segundo tipo se associou mais à zona interna (*ca*. 5–36 mm), *vd*. Fig. 4.45 (b).



*Figura 4.45*: Rotura na ligação colada no provete *duplo interligado híbrido* FTc.EP.3d: (a) vista da abertura do *snap-fit* e (b) detalhe da interface de separação entre materiais.

Tendo em conta que o lote em causa foi preparado para condições normais (quantidade e espalhamento) de adesivo aplicado na ligação *snap-fit*, foi de interesse estimar a tensão nos banzos dessa célula central, para o nível médio da força de rotura nas ligações. As Eqs. (4.1) traduzem o cálculo simplificado dessa tensão ( $\sigma_{SF}$ ), determinada com base no sistema estático das forças/binário ( $F_b$ ), entre linhas médias dos banzos (d), equivalente ao momento máximo a meio vão do painel modular ( $M_{máx}$ ). Na relação da tensão foi assumida uma área de contacto na aba *snap-fit* ( $A_F$ ) correspondente à espessura do banzo (espessura,  $t_F = 5$  mm), pela profundidade do painel (largura, p = 200 mm).

$$\sigma_{SF} = \frac{F_b}{A_{F(t_F} = 5mm)} = 12,0 MPa \qquad \text{com}, \quad F_b = \frac{M_{max}}{d} = \frac{F/2 \cdot l_e}{h - t_F}^{-1}$$
(4.1)

Perante a ordem de grandeza das resistências mínimas<sup>2</sup> indicadas pelo fabricante, a par da resistência à tracção obtida experimentalmente<sup>3</sup>, o valor obtido de 12,0 MPa pode justificar as roturas adesivas, verificadas na zona *snap-fit* junto ao banzo, bem como as coesivas por arrancamento de material se admitida uma resistência à tracção do laminado perpendicular ao seu plano inferior àquele valor. Note-se que na caracterização do material foi determinada uma tensão média de 34 MPa nos provetes submetidos à tracção na direcção transversal, sendo expectável que na direcção perpendicular a resistência material seja significativamente mais reduzida que o valor aferido no plano laminado – 3,0 a 5,0 MPa [**4.34,4.35**].

Tendo em consideração a resistência máxima (25 kN/m) atingida nos elementos da correspondente série *híbrida singular* (FTn.EP.#s), parece claro que o comportamento dos sistemas modulares nesta última configuração tenha sido condicionado pela rotura frágil da ligação (adesiva), para uma capacidade de carga de 16 kN/m. Este ponto de análise poderia vir a ser igualmente conclusivo na série *interligada* com adesivo PU, caso o lote tivesse sido ensaiado em condições regulares, como nos restantes. A gama de tensões estimada (ou forças de corte instaladas nos banzos) permite concluir quanto ao nível de segurança das ligações coladas no *snap-fit*, solicitadas à flexão na direcção transversal, bem como no controlo de qualidade a exigir a essas ligações (boa aderência na interface e tempos de cura suficientes).

d) Registos extensométricos – a análise do comportamento dos painéis modulares pode ser complementada com base nas extensões dos banzos e nos deslocamentos de junta medidos a meio vão, respectivamente, através dos extensómetros ( $\varepsilon_L$ ,  $\varepsilon_{L1}$ ,  $\varepsilon_{L2}$ ,  $\varepsilon_{SF}$ , e  $\varepsilon_T$ ) e do transdutor horizontal ( $\delta_h$ ) sobre a junta de ligação *snap-fit*. Os diagramas das Figuras 4.46 a 4.51 dizem respeito a registos individuais nos provetes das séries que foram monitorizados com aqueles instrumentos de leitura: *singular simples* e *interligados*, na variante *standard* e *híbrida*, e *singular interligados* na variante *híbrida* (*cf*. Tabela C.1 do Anexo C.1).

Nas curvas  $\sigma - \varepsilon$  apresentadas nas Figuras 4.46 a 4.51,  $\sigma$  representa uma estimativa da tensão longitudinal máxima à linha média dos banzos, enquanto  $\varepsilon$  traduz os valores experimentais das extensões axiais medidas sobre a superfície dos banzos inferiores – ambas as grandezas relativas à célula central do sistema modular submetido em flexão na direcção transversal, para um determinado nível de carga, *F*.

 $<sup>^{1}</sup>$   $l_{e}$  – comprimento do tramo externo do vão duplo em flexão a 4P (540 mm).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Resistência à tracção de 17–23 MPa e resistência à aderência de 11–15 MPa, *vd*. Tabela 3.3 do **Capítulo 3**.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Resistência à tracção de 13,1 MPa, *vd*. Tabela 4.2 (ou Tabela 3.3 do **Capítulo 3**).





*Figura 4.46*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTn.SI.4s.

*Figura 4.47*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTc.SI.4s.



*Figura 4.48*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTn.EP.4s.

*Figura 4.49*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTc.EP.3s.



*Figura 4.50*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTn.PU.4s.

*Figura 4.51*: Curvas  $\sigma - \varepsilon$  no provete FTc.EP.3d.

Visto tratar-se de um problema de flexão (não clássico)<sup>1</sup> de duas paredes finas (banzos), sem uma interacção completa entre si, a tensão  $\sigma$ foi obtida de forma similar à estimada anteriormente, no âmbito das ligações coladas, associada ao momento máximo a meio vão estaticamente equivalente ao sistema de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Não aplicável o princípio de Saint-Venant da flexão circular, segundo as hipóteses de **Bernoulli** e **Navier** e suas consequências.
forças / binário –  $F_b$ , entre os banzos da secção. A Eq. (4.2) permitiu obter estimativas da tensão em todas as séries, em função da força aplicada (F). Para uma largura (p = 200 mm) e uma altura da secção (h = 75 mm) mantidas constantes, os restantes parâmetros variaram consoante a configuração modular da série em causa: comprimento do tramo exterior,  $l_e$  (187,5–180,0–540,0 mm), e espessura nominal dos banzos da cavidade central ( $t_F = 4-5$  mm), vd. Fig. 4.17.

$$\sigma = \frac{F_b}{A_{F(t_F = 4-5\,mm)}} = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{F}{p \cdot t_F}\right) \cdot \left(\frac{l_e}{h - t_F}\right)$$
(4.2)

Nos diagramas relativos aos sistemas *simples*, o par de curvas das extensões longitudinais ( $\varepsilon_{L1-L2}$ ) é sobreposto com a curva da extensão transversal ( $\varepsilon_T$ ), também para efeitos de avaliação do coeficiente de Poisson, *vd*. Figs. 4.46 e 4.47. Nos sistemas *interligados*, além das extensões "directas" ( $\varepsilon_L e \varepsilon_{SF}$ ), apresenta-se também a extensão gerada da mediação no transdutor ( $\varepsilon_S$ ), dada pela relação entre o deslocamento relativo na junta *snap-fit* e a distância de referência entre pontos de medição, *vd*. Figs. 4.48–4.51. A forma em "degrau" destas últimas curvas é devida à sensibilidade de leitura do transdutor perante a ordem de grandeza dos deslocamentos lidos sobre aquela junta. Embora tenham sido registadas as extensões revelaram uma excessiva deformabilidade no material relacionada com a abertura "natural" do *snap-fit* desde o início do carregamento. Nesse sentido, os valores registados apenas foram indicativos da medida de abertura dessa ligação sem reforço adesivo – *e.g.*, deslocamento de 1,5 mm no ponto limite elástico de proporcionalidade (primeira rotura com queda da força, FTn.SF.5s).

Como primeiro ponto de análise, destaca-se a elevada concordância entre o par de extensões longitudinais ( $\varepsilon_{L1-L2}$ ) nos dois provetes *simples*, assim como a proximidade entre os andamentos das extensões longitudinais na secção central ( $\varepsilon_L$ ) e adjacente à junta *snap-fit* ( $\varepsilon_{SF}$ ) nos provetes *interligados*. Do primeiro caso, identifica-se uma deformação uniforme na largura do painel, consequência do carregamento transversal aplicado. Da segunda situação, a deformação lida próxima da junta sugere uma rigidez relacionada com o material pultrudido, não representativa do *snap-fit*, também por via da extensão do transdutor ( $\varepsilon_{\delta}$ ) ter sido sempre substancialmente mais elevada. Para além disso, a extensão  $\varepsilon_{SF}$  foi quase sempre superior à extensão  $\varepsilon_L$ , para um mesmo nível de carga, embora essa diferença seja pouco significativa em termos de rigidez. Nesse sentido, este último registo foi preterido na avaliação das constantes elásticas nas faces dos painéis, em detrimento do registo correspondente na secção de meio vão ( $\varepsilon_L$ ).

Na maior parte das leituras, foi possível efectuar uma associação entre as primeiras roturas detectadas nas curvas  $F - \delta$  (limites de proporcionalidade) e as descontinuidades nas curvas  $\sigma - \varepsilon$ . Até esses patamares, as evoluções renovaram o comportamento praticamente linear registado na primeira fase.

Em termos de rigidez, importa reforçar a diferença entre a ordem de grandeza das deformações dos extensómetros e do transdutor (*snap-fit*), no caso dos módulos *interligados*. Deste ponto, pode compreender-se uma influência significativa da ligação *snap-fit* na rigidez global dos elementos, tendo em conta uma rigidez "concentrada" na junta bastante inferior à "local" nos banzos laminados (à razão de 1/5–1/3).

Das leituras da extensão transversal –  $\varepsilon_T$ , nos provetes FTn.SI.4s e FTc.SI.4s, *vd*. Figs. 4.46 e 4.47, foi possível obter em relação aos correspondentes pares das extensões longitudinais –  $\varepsilon_{L1-L2}$  (valor médio), valores de coeficiente de Poisson bastante concordantes entre si. Os respectivos andamentos individuais podem ser observados na Figura 4.52, em função da tensão axial  $\sigma$ , na fase elástica linear. Neste regime obteve-se um coeficiente médio global de 0,095. Esta constante material no plano do banzo é próxima do valor médio do coeficiente de Poisson,  $v_{TL}$ , obtido no ensaio em provetes à tracção (0,11).



Figura 4.52: Curvas do coeficiente de Poisson,  $v_{TL}$ , em função da tensão axial,  $\sigma$ .

A par do interesse na avaliação dos módulos de elasticidade dos painéis em flexão, a presente análise das extensões teve também por finalidade estimar o grau de interacção de corte entre as paredes dos banzos flectidos, com base na rigidez de flexão da secção obtida experimentalmente ("aparente" ou "efectiva")<sup>1</sup>.

e) Propriedades de rigidez e interacção de corte do núcleo celular – sem recorrer à via experimental, o conhecimento da rigidez transversal de flexão –  $(E.I)_{f,T}$  constitui um problema não trivial, ao contrário do que sucede na direcção longitudinal –  $(E.I)_{f,L}$ . Tal facto resulta da capacidade distorcional das paredes da secção, como observado pela elevada flexibilidade das almas do núcleo ao esforço de corte rasante, por influência das ligações banzo-alma. A transferência de tensões entre as linhas médias dos banzos é

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Os termos "aparente" e "efectivo" da rigidez mantêm o mesmo significado atribuído para a flexão na direcção longitudinal – respectivamente, incluindo ou não incluindo a contribuição dos efeitos da deformabilidade por corte.

condicionada pela flexibilidade das almas a que estão interligadas, deixando de serem planas as suas secções no estado deformado do painel em flexão. Deste modo, pode associar-se uma interacção de corte "parcial" ao nível da secção "completa", *i.e.*, considerar o núcleo celular como se de uma conexão flexível entre banzos se tratasse. No âmbito experimental acima referido, optou-se por fixar o módulo de elasticidade do painel modular em flexão transversal –  $E_{f,T}$ , a fim de se avaliar o grau de interacção de corte no núcleo, sendo este relacionado com a rigidez transversal de flexão –  $(E.I)_{f,T}$ . Esta componente pode ser directamente relacionada com a parcela  $K_{f,T}$ , obtida das curvas de ensaio  $F - \delta$ , através da seguinte expressão particular à teoria de **Euler-Bernoulli** para modo de flexão a 4P (simétrico):

$$(E.I)_{f,T} = K_{f,T} \cdot \frac{l_e}{48} \cdot \left(3 \cdot L^2 - 4 \cdot l_e^2\right)$$
(4.3)

Os parâmetros envolvidos na Eq. (4.3) mantêm os significados atribuídos anteriormente, correspondendo a rigidez  $(E.I)_{f,T}$  à componente que inclui o efeito da deformação por corte ("aparente"). O módulo de elasticidade do painel –  $E_{f,T}$ , na qualidade de elemento multicelular, apenas foi possível de avaliar mediante uma assumpção de cálculo baseada nos módulos aferidos ao nível dos seus laminados constituintes. Nesse sentido, a partir das curvas representadas nas Figuras 4.46–4.51, obtiveram-se por duas formas os seguintes módulos de elasticidade: (i) módulo no laminado do banzo<sup>1</sup> –  $E_{es}$  obtido do par de extensómetros  $\varepsilon_{LI} - \varepsilon_{L2}$  e (ii) módulo na junta *snap-fit*<sup>2</sup> –  $E_{SF}$ , obtido do transdutor  $\delta_h \rightarrow \varepsilon_\delta$  Posteriormente, o valor do módulo do painel –  $E_{f,T}$  foi fixado pela média ponderada dos dois módulos "locais" –  $E_e$  e  $E_{SF}$ , em conformidade com os comprimentos de influência das medições efectuadas no painel (80 mm e *variável*, respectivamente), *vd*. Tabela 4.5. Esta abordagem foi naturalmente seguida apenas nos provetes *interligados*, de modo a ter em conta a rigidez das juntas coladas, cuja influência foi já destacada.

Uma vez estimado o módulo  $E_{f,T}$ , foi possível estimar o grau de interacção de corte do núcleo celular ( $\eta$ ), sendo este definido pela relação adimensional entre as componentes de rigidez "aparente" –  $(E.I)_{f,T}$  e "nominal" –  $(E.I)_{f,nom}$ . Na avaliação desta segunda componente de rigidez foi considerado o módulo  $E_{f,T}$ (estimado experimentalmente) e assumindo na secção uma interacção de corte completa no núcleo celular (sistema rígido entre banzos). Nesta situação, o momento de inércia da secção na direcção transversal  $(I_T)$  corresponde à inércia dos banzos afastados entre si na altura média da secção (d). Todas estas propriedades encontram-se resumidas na Tabela 4.5, apresentando-se na última coluna o grau de interacção de corte em termos percentuais. Rácios idênticos ao grau  $\eta$  podem ser obtidos tomando em conta uma relação entre a inércia equivalente para uma interacção "parcial" da secção ( $I_{T,p}$ , parâmetro estimado da rigidez "aparente" (E.I)<sub>f,T</sub> e do módulo  $E_{f,T}$ ) e a correspondente para interacção completa no núcleo ( $I_T$ ).

 $<sup>^{1}</sup>E_{\varepsilon}$  – regressão linear da curva  $\sigma$  –  $\varepsilon_{\varepsilon}$ , no troço rectilíneo compreendido entre 0,5% e 1,5% da extensão (para todos os casos).

 $<sup>^{2}</sup>E_{SF}$  – regressão linear da curva  $\sigma$  –  $\varepsilon_{\delta}$  na totalidade do troço rectilíneo associado à fase elástica linear.

Faz-se notar que no cálculo do momento de inércia "completa" foi admitida uma espessura média ponderada dos banzos (4–5 mm), associada ao comprimento total do painel modular (705 mm), assimétrico e simétrico, de ambos os sistemas *simples* e *interligados*, respectivamente. Perante uma mesma dimensão de influência e repetitividade geométrica do painel, a espessura média foi praticamente igual nos dois casos (*ca.* 4,525 mm). Como tal, assumiu-se uma só característica de inércia transversal "completa", representativa do painel naquela direcção "fraca": 11.252.659 mm<sup>4</sup>/m – 13,6% inferior à correspondente longitudinal, *vd*. Tabela 4.5.

FLEXÃO Rigidez aparente		Módulo de elasticidade		Módulo sistema	Rigidez nominal	Grau de interacção	
Fase   Série   Provete		( <b>E.I</b> ) <sub>f,T</sub> [kN.m <sup>2</sup> /m]	E <sub>ε</sub> – banzo [GPa]	<b>E<sub>SF</sub> – junta</b> [GPa]	E <sub>f,T</sub> [GPa]	( <b>E.I</b> ) <sub>f,nom</sub> [kN.m <sup>2</sup> /m]	<b>η</b> [%]
	fTn.SI.#s	$4,8\pm06\%$	10,5	-	10,5	118	4,1%
Sim	FTc.SI.#s	11,6±07%	12,5	-	12,5	140	8,2%
s#	FTn.PU.#s	<b>3</b> ,6 ± 17%	12,8	3,5	10,2	115	3,1%
مامعنا	FTn.EP.#s	$4,5 \pm 05\%$	12,7	3,7	10,2	115	4,0%
Intarl	FTc.EP.#s	10,1 ± 11%	12,6	5,7	10,5	119	8,5%
p#d	FTc.EP.#d	34,1±03%	48,7	8,5	35,4	398	8,6%
Rigidez global nas restantes séries:			$E_{f,T}$ – módulo de elasticidade à flexão do painel na direcção transversal.				

Tabela 4.5: Rigidez, módulos E e grau de interacção de corte para flexão na direcção transversal (média  $\pm cv$ .).

Rigidez global nas restantes séries: $E_{f,T}$  – módulo de elasticidade à flexão do painel na direcção transversal.(sem registos extensométricos) $I_T$  – momento de inércia transversal para interacção de corte "completa".FTn.SF.#s – (E.I)<sub>f,T</sub> = 2,30 ± 10% $I_{T,p}$  – momento de inércia transversal para interacção de corte "parcial".FTn.SF.#d – (E.I)<sub>f,T</sub> = 5,17 ± 10% $I_L$  – momento de inércia longitudinal.FTn.PU.#d – (E.I)<sub>f,T</sub> = 12,21 ± 26% $I_T$  = 11.252.659 mm<sup>4</sup>/m – painel *simples / interligados* (transversal).FTn.EP.#d – (E.I)<sub>f,T</sub> = 13,20 ± 22% $I_I$  = 13.026.505 mm<sup>4</sup>/m – painel *standard* (longitudinal), *cf.* Capítulo 3.

Relativamente às componentes de rigidez "aparente"  $(E.I)_{f,T}$  nas várias séries, estas são naturalmente concordantes com as parcelas  $(K_{f,T})$  avaliadas directamente das curvas  $F - \delta$ . Importa realçar as diferenças para com as componentes obtidas do ensaio à flexão na direcção longitudinal. Nas variantes *standard*, uma rigidez transversal média de 4,30 kN.m<sup>2</sup>/m posiciona-se claramente numa ordem de escala bastante menor que a da rigidez longitudinal "aparente", segundo valores médios de 230 a 383 kN.m<sup>2</sup>/m, função do vão (800–2.400 mm). Face à rigidez longitudinal "efectiva", pode ser estabelecida uma relação de cerca de 1%.

Os módulos avaliados nos banzos  $(E_{\varepsilon})$  foram bastantes consistentes nas várias séries, não sendo evidente uma superioridade dessa constante nos sistemas *híbridos*, perante a quantidade de valores apurados. Porém, conforme análise anterior, será expectável uma ligeira rigidificação ao nível dos laminados, em que a espuma terá tido alguma capacidade de distribuição das tensões no interior do núcleo preenchido. Em relação aos sistemas *interligados (standard)*, será igualmente plausível os módulos mais elevados (*ca.* 12,7 GPa) nos banzos centrais do snap-*fit*, devido às menores deformações absorvidas naqueles laminados mais espessos face aos dos banzos em zona corrente da secção.

Considerando os reduzidos módulos estimados sobre as juntas coladas snap-fit (ca. 3,6 GPa), foi possível determinar valores ponderados para o módulo do painel nos sistemas interligados ( $E_{fT}$  = 11,5 GPa), semelhantes ao aferido nos sistemas simples ( $E_{f,T} = 10,3$  GPa) apenas com base no módulo dos laminados. Por sua vez, pode reparar-se nas suas proximidades com os valores dos módulos de elasticidade em flexão (13 GPa) e à tracção (10 GPa) transversal do material laminado (obtidos da caracterização mecânica em provetes). Nesta situação, ao relacionarem-se os módulos  $E_{f,T}$  com o momento de inércia da secção "completa" ( $I_T$ ), remete-se para o facto de se obterem graus de interacção de corte ( $\eta$ ) nos sistemas standard de valor médio 4%, concordantes com a rigidez "aparente"  $(E.I)_{cT}$  e cerca do dobro nos sistemas híbridos (ca. 8%), para valores similares entre si do módulo  $E_{f,T}$ . Por este ponto de análise, sai corroborada a hipótese de rigidificação dos sistemas por enchimento de espuma no seu núcleo, em resultado do acréscimo de inércia relativamente ao seu eixo de gravidade. Pode afirmar-se que nos sistemas híbridos o grau de interacção de corte no núcleo preenchido é duas vezes superior ao nível de interacção no caso standard de núcleo vazio, consequente da duplicação da inércia da secção "parcial" uma vez terem sido estimados módulos  $E_{f,T}$  semelhantes nas duas variantes: standard e híbrida. Neste contexto, a modificação do sistema estrutural do painel, quando hibridizado, traduz-se numa "nova" propriedade de inércia conferida à secção sujeita à flexão na direcção transversal.

Por último, ainda no âmbito da análise anterior, salientam-se os resultados da Tabela 4.5 relativos à única série no vão *duplo* (FTc.EP.#d). Face à sua série homóloga no vão *singular*, percebe-se a existência de uma componente de rigidez "aparente"  $(E.I)_{f,T}$  superior em cerca de 340%. Aliás, esta proporção pode ser verificada nas restantes séries *duplas* correspondentes, *vd*. nota de rodapé da Tabela 4.5. Do único resultado do módulo  $E_{\varepsilon}$  avaliado no banzo daquela série *dupla híbrida* resultou, de igual modo, um valor superior do módulo no banzo da série *singular híbrida*, numa ordem proporcional similar. Tal conduziu a níveis de interacção sensivelmente semelhantes nessas mesmas séries (*híbridas*, *ca*. 8,4%). Desta situação, poderá depreender-se que, no caso de ser conhecido o registo extensométrico, os módulos  $E_{\varepsilon}$  nos laminados das séries *duplas standard* seriam da mesma ordem de grandeza da avaliação experimental (48,7 GPa), de forma a resultarem características de inércia também semelhantes entre séries *standard*.

A triplicação da rigidez  $(E.I)_{f,T}$  nos vãos *duplos* revelou ser consequente da variação do respectivo módulo  $E_{f,T}$ , tomando como aceitável a hipótese da secção conservar uma mesma inércia transversal (para cada variante, *standard* e *híbrida*), repercutindo-se numa variação homóloga do grau de interacção  $\eta$ . A justificação para um módulo daquela grandeza, atípico nos pultrudidos, pode ser atribuída à flexão num vão longo, numa ordem 210% superior à do vão curto, igualmente associada à relação entre tramos a 4P  $(l_e/l_i = 2,1)$ . Para um mesmo modo de flexão, pode entender-se que o esforço rasante no vão longo foi distribuído por um maior número de células que no vão curto, reduzindo a contribuição do efeito do corte na deformabilidade total. Além disso, nesta situação, o método de equivalência estática utilizado no cálculo da tensão axial nos banzos sobrestimou o valor obtido individualmente para o módulo  $E_{e}$ , traduzindo-se numa propriedade em flexão "equivalente" ou "aparente". Porém, importa notar que se for admitida uma rigidez "nominal" (*E.I*)<sub>*f.nom*</sub>, baseada na grandeza do módulo  $E_{f.T}$  dos restantes sistemas *singulares* (*ca.* 10–12 GPa), obtém-se um grau de interacção *ca.* 30%. Neste contexto, compreende-se uma transferência de cargas entre banzos bastante mais elevada que nos vãos curtos, devido a uma maior rigidez de corte no plano do painel, consequência do maior número de almas sujeitas a esforço rasante.

Por fim, importa realçar os níveis de corte  $\eta$  da secção estimados das relações entre a rigidez "aparente" experimental (inerente a uma interacção "parcial") e a rigidez "nominal" para interacção "completa": *ca*. 4,0%–8,5% nos sistemas *standard* e *híbridos*, respectivamente. Estes níveis bastante reduzidos representam um grau de interacção compósita entre banzos da secção tubular que pode ser praticamente desprezável. As propriedades de rigidez experimentais, associadas a esta característica geométrica e mecânica, foram ainda confrontadas com as avaliadas analítica e numericamente mais à frente, com discussão dos principais resultados a fim de se obterem modelos do comportamento característico – *§4.3.3*.

### 4.3.2 ENSAIOS À COMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL

Nesta segunda subsecção é descrito, no §4.3.2.1 e §4.3.2.2, o trabalho experimental realizado num conjunto de sistemas ou módulos celulares retirados do painel, *singulares* e *interligados* por uma união de junta *snap-fit*, submetidos a esforços no seu plano. Enquanto no §4.3.2.3 são analisados os resultados experimentais relativos à compressão, o §4.3.2.4 diz respeito ao ensaio ao corte.

### 4.3.2.1 Objectivos, princípios e configurações dos ensaios

Estes ensaios tiveram por objectivo caracterizar o comportamento estático dos painéis para solicitações no seu plano, incluindo o desempenho das ligações *snap-fit* entre painéis, sob compressão ("*c*") e corte ("*s*") perpendicular à pultrusão, *vd*. Fig. 4.16, no que se refere aos seguintes aspectos:

- Caracterização do comportamento em serviço no plano da secção celular na direcção transversal;
- Obtenção das propriedades de rigidez transversal no plano à compressão e ao corte;
- Análise do desempenho da ligação *snap-fit*, função da sua tipologia: simples e adesiva EP e PU;
- Avaliação do efeito da hibridização nas propriedades mecânicas de rigidez e resistência;
- Análise dos modos de rotura e avaliação da capacidade resistente no plano (tensões máximas).

Até à actualidade, não existem normas de ensaio que permitam caracterizar painéis de GFRP no plano da sua secção, enquanto elemento de laje celular. Nesse sentido, os ensaios basearam-se em princípios experimentais de senso lógico, auxiliados preliminarmente por modelos numéricos simplificados. Tevese em conta a escala dos elementos a ensaiar, face à dimensão da secção original do painel, a par dos principais objectivos a atingir: determinação (i) da rigidez axial de compressão e de corte no plano e (ii) das forças máximas à compressão e de transmissão ao corte na secção tubular. Como referido, estas caracterizações no plano são especialmente úteis na análise do comportamento de um sistema vigado híbrido, com o painel de laje a actuar como banzo de compressão, em particular numa zona de vão.

Os modelos de carga relativos a ambas as solicitações no plano estão esquematizados na Figura 4.53. Os ensaios consistiram em submeter várias séries de módulos celulares à compressão e ao corte, segundo a direcção transversal da secção original do painel (Y), por intermédio de carregamento axial idealizado, respectivamente, de modo centrado e descentrado. Num modelo de coluna simplesmente apoiada no plano X-Z, o par de ensaios apenas foi distinguido pelo arranjo geométrico conferido aos bordos de extremidade dos módulos. As cargas aplicadas nos apoios instalaram nos painéis um estado "puro" de compressão ou de corte, consoante os 4 bordos simétricos ou 2 bordos assimétricos, respectivamente, assumidos nas extremidades das suas secções em relação ao eixo concêntrico de aplicação do carregamento (Y), *vd*. Fig. 4.53. Independentemente das diversas variantes de ensaio, manteve-se sempre a mesma ordem constituinte dos sistemas celulares, além das constantes condições de apoio por ensaio.



*Figura 4.53*: Configuração geométrica dos modelos de carga no ensaio no plano (dimensões em mm): à compressão,  $F_c$  (com bordos simétricos) e ao corte,  $F_s$  (com bordos assimétricos).

Foi intenção seleccionar uma geometria que minimizasse o consumo do material, sob o compromisso de garantir o comportamento pretendido no plano da secção, com influência relevante num menor número possível de células, reduzindo também a susceptibilidade a fenómenos indesejados.

Em cada ensaio, a diferença entre séries foi similar, residindo essencialmente na configuração celular adoptada por implicação directa de uma tipologia: (i) *simples / regular* ou (ii) *interligada* de formação dos provetes. Tal como no ensaio à flexão, essa configuração foi condicionante na definição da maior dimensão dos sistemas modulares – H (altura total segundo o eixo de aplicação do carregamento), não obstante neste caso para um mesmo número de cavidades internas – 3 *un*. Após prévia análise numérica, via *software* ABAQUS<sup>®</sup> [**3.50**], optou-se por estabelecer todas as séries com base naquela grandeza geométrica para a secção (*ca*. 300×75 mm), correspondendo a uma esbelteza bruta (H/h) de coluna igual a 4 (relação entre altura e espessura do painel). A largura ou profundidade dos módulos (p) foi fixada em 200 mm, à semelhança da largura de banda assumida nos painéis em flexão. Uma relação p/h superior ao dobro pretendeu conferir uma certa estabilidade ao sistema, prevenindo desvios irregulares nos painéis em deformação inicial e instabilidades abruptas em estados de pós-rotura.

À configuração (i) *simples* correspondeu uma altura no módulo "único" aproximadamente equivalente à dimensão de 3 células regulares da secção do painel *standard* – H = 310 mm. À configuração (ii) *interligado* correspondeu uma altura no módulo "ligado" promovida por uma união *snap-fit* entre extremidades duais do painel *standard*, incluindo cada uma célula regular adjacente – H = 295 mm. Note-se que, para o ensaio ao corte, a dimensão efectiva dos elementos reduz-se, respectivamente, a uma altura útil ( $H_u$ ) de 295 mm e 282 mm, correspondente ao comprimento total dos banzos assimétricos, *vd*. Tabela 4.6.

Compressão				Ensaio	Corte				
295 mm			310 mm	Altura	295 mm	295 mm 282 mm			
Interligado			Simples	Ligação	Simples	Interligado			
PU	EP	SF	SI	[xx]	SI	SF	EP	PU	
CPn.PU.# (3)	CPn.EP.# (4) <sup>*</sup>	CPn.SF.# (3)	CPn.SI.# (6) <sup>*</sup>	Núcleo vazio	SPn.SI.# (4)	SPn.SF.# (3)	SPn.EP.# (4) <sup>*</sup>	SPn.PU.# (3)	
-	CPc.EP.# (3)	-	CPc.SI.# (4)	Núcleo espuma	SPc.SI.# (4)	-	SPc.EP.# (3)	-	
3	6	3	9	N° provetes	8	3	6	3	

Tabela 4.6: Séries dos provetes modulares nas combinações dos ensaios à compressão e ao corte no plano.

CP, SP – tipo de carregamento: C (*compression*), S (*shear*) e direcção da solicitação: P (*in-plane*) – não realizado. n/c – variante do preenchimento do núcleo: n (*no core*) / c (*core*) \* 1 provete excluído xx – configuração sob a variante da ligação: SI (*simple*) SE (*snap-fit*) EP (*enoxy*) PU (*nobyurethane*) ou ensaio cancelado.

xx – configuração sob a variante da ligação: SI (*simple*), SF (*snap-fit*), EP (*epoxy*), PU (*polyurethane*) ou ensaio cancelado. # – número do provete

Naturalmente que a diferença entre dimensões dos dois sistemas modulares se deveu à geometria da célula central (*regular* ou *snap-fit*). Uma vez mais, face à importância da influência das ligações no comportamento transversal da secção, a configuração (ii) *interligada* foi abordada segundo as mesmas três variantes do ensaio anterior, função do grau de conexão conferido ao *snap-fit*: (a) encaixe simples

geométrico – SF e encaixes combinados com adesivo (b) poliuretano – PU e (c) epoxídico – EP. As designações atribuídas aos provetes segundo a configuração celular e tipologia das ligações mantêm uma descrição igual à utilizada no ensaio de flexão. Os módulos foram também reproduzidos na variante do seu núcleo, vazio ou preenchido com espuma (Pu), nas configurações assumidas de maior importância.

A Tabela 4.6 permite identificar, em paralelo com a leitura da Figura 4.53, todas as combinações de ensaio que foram assumidas, sob as respectivas designações atribuídas às séries dos sistemas modulares – CPn/c.XX.# (compressão) e SPn/c.XX.# (corte). O número de provetes (#) estabelecidos em cada uma das 6 séries (por ensaio) é igualmente indicado entre parêntesis na Tabela 4.6, tendo-se submetido a ensaio um total de 21 provetes. Foi seleccionado um número mínimo de 3 repetições por série. Uma vez mais, foi clara a preferência dada ao ensaio da ligação *snap-fit* (painel – painel), nas suas variantes de conexão, sendo esta menor no ensaio dos módulos preenchidos no núcleo com espuma.

### **4.3.2.2** Procedimentos experimentais: a) – c)

Face ao carácter das solicitações em causa, os dois tipos de ensaio foram conduzidos numa máquina hidráulica universal da marca INSTRON instalada no LERM do IST. A Figura 4.54 mostra o sistema de ensaio, com pormenor do conjunto de apoios instalado nos cabeçotes da prensa, preparado para o efeito.



Figura 4.54: Aspecto geral do sistema de ensaio à compressão e ao corte no plano e (a) pormenor dos apoios.

a) **Preparação dos provetes** – como referido, foram produzidos no total dos ensaios 12 séries de provetes (6 por ensaio). A preparação dos mesmos envolveu procedimentos em tudo semelhantes aos efectuados nos módulos ensaiados à flexão transversal. A Figura 4.55 resume alguns desses procedimentos:

(a) corte dos provetes e regularização dos seus bordos de apoio, (b) processo de cura da resina na zona *snap-fit* e (c) enchimento do núcleo com espuma expansível de Pu.

As diferenças principais entre procedimentos centraram-se na geometria conferida aos provetes, consoante a configuração celular adoptada, mais concretamente no formato final das extremidades dos módulos (banzos). Esses bordos de apoio, com cerca de 13 mm de altura (*cf.* Fig. 4.53), foram preparados de modo a assegurar um estado de compressão simétrico ou assimétrico (corte), consoante o ensaio. Enquanto no primeiro caso foram alinhados os bordos aos pares, no segundo foi extraído um bordo em cada extremidade em lados opostos nas faces do painel, *vd.* Fig. 4.55 (a.1) e (a.2). As superfícies dos banzos cortadas foram posteriormente rectificadas a fim de se evitarem excentricidades laterais no plano de maior inércia. Por fim, importa notar que após processos similares de colagem nos módulos *interligados*, as diversas conexões com adesivos foram reforçadas sob pressão por aperto de grampos nas abas *snap-fit*, durante o estado de cura dos adesivos (EP e PU), *vd.* Fig. 4.55 (b). O preenchimento do núcleo celular com espuma leve (Pu) foi executado nos mesmos moldes, *vd.* Fig. 4.55 (c).



*Figura 4.55*: Preparação dos módulos: (a) alinhamento dos bordos de apoio para ensaio (a.1) à compressão e (a.2) ao corte, (b) aperto com grampos no *snap-fit* colado com PU e (c) enchimento do núcleo com espuma Pu.

As dimensões nominais dos módulos nas várias séries correspondem às definidas na subsecção anterior, *cf.* Fig. 4.53. Porém, optou-se por efectuar nestes ensaios um levantamento das dimensões reais (H e p) do conjunto de provetes preparados, a fim de se avaliar com maior rigor as propriedades mecânicas nos elementos multicelulares numa escala relativamente reduzida, *vd.* Tabelas C.2 e C.3 do Anexo C.2.

**b**) **Sistema de aplicação da carga e apoios** – para aplicação da carga foi utilizada a prensa INSTRON representada na Figura 4.54, com uma capacidade de 250 kN. O deslocamento da travessa móvel inferior em relação à fixa superior permitiu carregar axialmente os módulos alinhados na vertical segundo a maior dimensão, conforme se ilustra na Figura 4.56 para cada um dos ensaios: (a) compressão e (b) corte. Na Figura 4.56 (c) mostra-se o sistema de apoio utilizado em ambos os ensaios para uma distribuição da carga axial, aplicada concêntrica ou excentricamente nos respectivos bordos simétricos ou assimétricos dos módulos, consoante o ensaio seja à compressão ou ao corte.

Os apoios foram materializados por chapas metálicas, com uma espessura de 20 mm, suficientemente rígidas e planas numa área de 250×150 mm<sup>2</sup>, de modo a reduzir as irregularidades dos bordos no seu plano de apoio, *i.e.*, prevenindo a obliquidade na posição de ensaio. Foram constituídas duas bases similares para distribuição da carga em ambas as extremidades dos módulos, tendo sido estas fixadas nos cabeçotes da prensa, por intermédio de espigões metálicos soldados às chapas. O aperto das garras dos cabeçotes neste conjunto metálico permitiu nivelá-lo, na medida do possível, com o objectivo de melhorar a transmissão da carga aos sistemas modulares, sobretudo na direcção perpendicular.



*Figura 4.56*: Sistema de aplicação da carga e apoios dos módulos ensaiados no plano:(a) à compressão, (b) ao corte e bases metálicas de apoio (c.1) inferior e (c.2) superior para distribuição da carga.

Na direcção longitudinal, foram ainda soldados dois perfis metálicos tubulares às chapas de apoio, num comprimento igual à largura dos módulos (200 mm). Estes foram dispostos paralelamente, com um afastamento entre si de 84 mm, superior à dimensão transversal dos módulos (*i.e.*, 75 mm de espessura), com a intenção de prevenir o desenvolvimento acentuado de fenómenos de encurvadura global, bem como eventuais derrubes súbitos dos mesmos, sobretudo em fases de grandes deformações. A folga de 9 mm foi ocupada, parcialmente, por uma banda de neopreme (3 mm), fixada lateralmente em cada perfil tubular numa altura de 30 mm. Este elastómero teve apenas por intuito acomodar o provete entre "travamentos" metálicos, sem restringir por completo a rotação nos seus bordos, cujo efeito de apoio livre foi de alguma forma assegurado até certos estados mais acentuados da deformação nos provetes.

c) Instrumentação e registo de dados – o equipamento utilizado para monitorização dos módulos incluiu uma célula de carga acoplada à prensa INSTRON (capacidade de 250 kN e precisão de 0,01 kN), transdutores de deslocamento (cursos variados) e extensómetros eléctricos, ambos da marca TML. A Figura 4.57 mostra um ensaio genérico à compressão, com detalhe daqueles instrumentos de medição.

Para leitura do deslocamento principal foi instalado um deflectómetro de êmbolo, com um curso de 100 mm, numa das bases metálicas de apoio, alinhado na direcção vertical com o eixo de carregamento. Um batente disposto na outra base de apoio permitiu assegurar o deslocamento vertical no provete entre bordos de apoio ( $\delta_v$ ), correspondente à translação relativa entre travessas da prensa. Um segundo deflectómetro de êmbolo (curso de 25 mm), foi disposto na direcção horizontal, directamente contra uma das faces do provete, a meia altura, de modo a medir o deslocamento lateral na secção central ( $\delta_h$ ). Este teve como intuito registar no provete a ocorrência de instabilidade global (encurvadura por flexão).



Figura 4.57: Instrumentação: (a) ensaio genérico CP e (b) pormenores dos deflectómetros ómega e extensómetros.

A fim de se obter informação adicional, os módulos foram também instrumentados com um par de deflectómetros ómega  $(\Omega)^1$ , os quais foram instalados em ambos os banzos na linha média da sua largura (ou bastante próximo). A orientação segundo o eixo vertical de carga permitiu medir o deslocamento axial relativo ( $\delta_{\Omega l}$  e  $\delta_{\Omega 2}$ ) em cada banzo, entre dois pontos fixos daqueles laminados, quer ao nível da secção central nos módulos *simples*, quer das secções de junta nos módulos *interligados*, *vd*. Fig. 4.57 (b). A fixação destes deflectómetros foi idealizada por colagem das suas bases metálicas às superfícies dos banzos, previamente polidas e limpas nas zonas de contacto.

À semelhança do estabelecido para os deflectómetros ómega ( $\Omega$ ), também foi colado nos banzos um par de extensómetros ( $\mathcal{E}$ )<sup>2</sup>, sensivelmente nas mesmas posições, sempre centrados independentemente do sistema modular. Além das extensões axiais na direcção principal de ensaio ( $\mathcal{E}_{L1}$  e  $\mathcal{E}_{L2}$ ), foi registada a extensão transversal ( $\mathcal{E}_T$ ) na secção central de um módulo *simples*. Da relação entre os deslocamentos

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Deflectómetros ómega da marca TML e modelo PI-2-50 (comprimento de referência de 50 mm).

 $<sup>^{2}</sup>$  Extensómetros eléctrico da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

ómega  $\delta_{\Omega l}$  e  $\delta_{\Omega 2}$  e a base de medida do seu transdutor (50 mm) foi possível derivar extensões "localizadas", as quais foram comparadas às correspondentes extensões  $\varepsilon_{Ll}$  e  $\varepsilon_{L2}$ . Em ambos os ensaios, a totalidade dos provetes foi monitorizada com os dois deflectómetros de êmbolo. Por sua vez, os pares de deflectómetros ómega e extensómetros foram instalados em um ou dois módulos por série, *cf*. Tabelas C.2 e C.3 do Anexo C.2. Os esquemas da Figura 4.58 ilustram as posições definidas para a instrumentação nos dois sistemas celulares, iguais em ambos os ensaios.



Figura 4.58: Localização esquemática da instrumentação nos provetes ensaiados no plano (dimensões em mm).

As designações atribuídas anteriormente na definição dos vários aparelhos de medida serviram para efectuar correspondências com os respectivos valores de leitura da carga –  $F_c / F_s$ , dos deslocamentos –  $\delta_v$ ,  $\delta_h$ e  $\delta_{\Omega l/2}$ , e das extensões –  $\varepsilon_{L1/2}$  e  $\varepsilon_T$ . Todos os valores medidos foram registados em PC, com *software* próprio, através de uma unidade de aquisição de dados, com 8 canais, da marca HBM e modelo *Spider8*.



Figura 4.59: Séries dos módulos ensaiados à compressão e ao corte na direcção transversal (41 un.).

Cada um dos provetes foi carregado monotonicamente até se atingir um regime de pós-rotura ou por instabilidade do sistema de ensaio, tendo-se conduzido ambos os ensaios em controlo de deslocamentos. De modo a garantir sempre que possível uma introdução uniforme da carga, procurou-se imprimir uma velocidade de forma progressiva até cerca de 1 mm/min., após ajustes iniciais do sistema carga – provete. Da totalidade de provetes produzidos (23 *un*.), nas 12 séries envolvidas, foram considerados válidos 21 ensaios, *vd*. Fig. 4.59.

Opcionalmente, os resultados são discutidos em seguida separadamente por tipo de ensaio. Refira-se porém, em jeito introdutório, que os resultados experimentais são apresentados com base em curvas de comportamento *Força concêntrica* ( $F_c$ ) ou *excêntrica* ( $F_s$ ) – *Deslocamentos vertical* ( $\delta_v$ ) e *lateral* ( $\delta_h$ ), conforme o ensaio em causa. Em paralelo, mostra-se também o comportamento dos sistemas modulares convertido na respectiva relação constitutiva *Tensão axial* ( $\sigma_{c,T}$ ) – *Extensão axial* ( $\varepsilon_{c,T}$ ) ou *Tensão tangencial* ( $\tau_T$ ) – *Distorção* ( $\gamma_T$ ). Estas últimas relações são oportunamente explicitadas. As correspondentes componentes de rigidez e capacidades resistentes são avaliadas ao nível do comportamento global dos sistemas modulares, sendo a rigidez aferida também ao nível dos laminados (banzos). Os resultados são analisados essencialmente no contexto dos principais requisitos para a análise do comportamento em serviço e à rotura de sistemas híbridos de viga. À semelhança do procedido na descrição do comportamento à flexão, também as exposições seguintes – *§4.3.2.3* (compressão) e *§4.3.2.4* (corte) foram subdivididas em alíneas: a)–d), de acordo com o tipo de sistema ou registo de caracterização em análise.

### 4.3.2.3 Apresentação e análise dos resultados experimentais do ensaio à compressão: a) – d)

a) Módulos *standard* – o comportamento global dos módulos submetidos a carga concêntrica encontra-se representado nas Figuras 4.60 (a) a 4.63 (a), simultaneamente em termos de curvas experimentais  $F_c - \delta_v / \delta_h^{-1}$  e  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{c,T}^{-2}$ . Esta primeira apresentação dos resultados diz respeito aos provetes ensaiados com o núcleo vazio (4 séries), juntamente com a ilustração das respectivas roturas mais características, *vd*. Fig. 4.60 (b) a 4.63 (b). As correspondentes *Tensão axial de compressão transversal* ( $\sigma_{c,T}$ ) e *Extensão axial de compressão transversal* ( $\varepsilon_{c,T}$ ) foram derivadas do conceito de esforço axial em colunas – Eqs. (4.4), envolvendo os parâmetros geométricos dos provetes  $A_c$  e *H*.

Tensão axial

Extensão axial



<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Deslocamento lateral nas curvas  $F_c - \delta_h$ , com representação única sob o mesmo sinal [–]. Sobre as mesmas curvas é identificado o lado para o qual ocorreu a onda (convexa) do modo de encurvadura global: Face (1) – *lado frente* e Face (2) – *lado tardoz*.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Por simplicidade, as curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{c,T}$  representadas nas Figuras 4.60 (a) a 4.63 (a) foram assumidas com a designação  $\sigma - \varepsilon$ .

O parâmetro *H* manteve o significado anterior (altura do provete). A área da secção transversal ( $A_c$ ) foi assumida pelo contributo da secção (variável) das faces dos provetes (de banzos iguais), considerando-a constante na sua largura, *p*. Perante a dualidade do sistema modular, com consequência na variabilidade da espessura nominal dos banzos ao longo da altura (4,0–5,0 mm), foi admitida uma espessura média ponderada para cada configuração celular: (i) *simples* – 4,55 mm e (ii) *interligado* – 4,80 mm, *cf*. Fig. 4.53.

Na generalidade, os diversos sistemas modulares apresentaram um comportamento bastante similar tanto entre séries, como individualmente, em resultado de um modo de rotura caracterizado por delaminações do material induzidas por instabilidade global do elemento, sobre ambas as faces, em torno do eixo de menor inércia da sua secção. Embora sob uma configuração "mínima" de 3 células, os módulos acabaram por ser "inevitavelmente" sujeitos ao fenómeno da encurvadura por flexão, progressivamente condicionante sob estados de compressão combinados com flexão transversal dos seus laminados constituintes.

O comportamento inicial nas várias séries apresentou em comum uma não linearidade característica, devido ao ajuste preliminar dos sistemas de aplicação da carga (chapas de apoio). É possível constatar que a transmissão de carga dos apoios a todo o sistema modular foi somente assegurada por completo, em média, após 1 mm de deslocamento, tendo sido este desvio relativamente menor nos módulos *interligados* com adesivo (0,5–1,0 mm). À série CPn.SF.# corresponderam as maiores variações de ajuste dos sistemas de ensaio e, consequentemente, uma evolução comportamental menos consistente quando comparada à das restantes séries. A folga natural do "simples" encaixe *snap-fit*, sem reforço adesivo, poderá ser apontada como a razão para esse comportamento mais desviado. Destas observações percebe-se a dificuldade em garantir uma perpendicularidade perfeita do plano de corte dos provetes. As respostas subsequentes foram claramente próximas, quer em termos de resistência quer de rigidez, com dispersões reduzidas sobretudo na capacidade resistente, como quantificado mais adiante na Tabela 4.7.

Os comportamentos foram caracterizados por um regime elástico linear, praticamente até se atingir a carga máxima associada à rotura, considerada relativamente frágil. Na generalidade dos casos foi mais ou menos evidente a instabilidade global dos provetes, apresentando aquele fenómeno uma expressão bastante significativa a partir de 85–90% da carga máxima, a partir da qual foi claramente visível um crescente aumento da deformação lateral (salvo excepções pontuais em que o efeito se antecipou para níveis de carga prematuros – CPn.PU.2 e CPc.EP.2). Naquele registo de pré-rotura, caracterizado por uma reduzida componente de deformação não linear (nalguns casos sem significado), a instabilidade lateral progrediu, a par de fissuração audível, em roturas localizadas por delaminação material, em zonas preferenciais dos sistemas consoante a sua configuração, até se atingir a carga última. A partir deste ponto, em que a força atinge o seu valor máximo, as curvas decrescem de forma irregular em virtude das sucessivas roturas desenvolvidas genericamente por todos os nós do painel. A carga diminuiu por controlo dos deslocamentos, sem ocorrer qualquer acréscimo de resistência até à interrupção do ensaio.



*Figura 4.60*: Série CPn.SI.#: (a) curvas  $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$  (b) rotura típica (CPn.SI.2).

*Figura 4.61*: Série CPn.SF.#: (a) curvas  $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$  (b) rotura típica (CPn.SF.1).



*Figura 4.62*: Série CPn.PU.#: (a) curvas  $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$  (b) rotura típica (CPn.PU.2). *Figura 4.63*: Série CPn.EP.#: (a) curvas  $F_c - \delta e \sigma - \varepsilon e$  (b) rotura típica (CPn.EP.3).

O fim do ensaio correspondeu ao colapso iminente do provete (em grande deformação) ou por sua reacção lateral excessiva no perfil tubular dos apoios.

Na Tabela 4.7 são apresentados os valores experimentais da carga máxima de compressão ( $F_{c,máx}$ ) e do deslocamento axial na rotura ( $\delta_{v,u}$ ), juntamente com os valores da tensão de rotura à compressão ( $\sigma_{cu,T}$ ) e da extensão na rotura máxima ( $\mathcal{E}_{cu,T}$ ), estimados com base nas Eqs. (4.4). São também quantificados os níveis da resistência última ( $R_{cu,T}$ ) e da rigidez elástica ( $K_{c,T}$ ) por metro de largura do painel à compressão no plano. A segunda propriedade foi determinada directamente dos diagramas anteriores – vd. Fig. 4.60 (a) e 4.63 (a), a partir do declive da parte mais linear das curvas  $F_c - \delta_v$ , tendo sido variável, entre séries, os limites seleccionados para as regressões. Adoptou-se de forma coerente uma mesma gama diferencial para o deslocamento –  $\Delta \delta_v = 0,3$  mm, correspondendo em termos de extensão axial à gama –  $\Delta \mathcal{E}_{c,T} = 1\%$ . Note-se que, na mesma Tabela 4.7, encontram-se reunidos os resultados referentes a todas as séries do ensaio à compressão, cuja análise dos sistemas *híbridos* (núcleo Pu) é remetida posteriormente, por comparação, às que se mostram em seguida, aos sistemas *standard* nas várias tipologias.

Compressão		Força máxima e deslocamento vertical na rotura		Tensão axial n são axial	náxima e exten- na rotura	<b>Resistência Rigidez</b> 1 m – largura de painel	
Série   Provete		F <sub>c,máx</sub> [kN]	δ <sub>v,u</sub> [mm]	<b>σ</b> <sub>u,T</sub> [MPa]	<b>ɛ</b> <sub>u,T</sub> [%0]	<b>R</b> <sub>cu,T</sub> [kN/m]	$\frac{\mathbf{K}_{\mathbf{c},\mathbf{T}}}{[10^3 \text{ kN/m/m}]}$
ples	CPn.SI.#	28,9±1,6	$1,9\pm0,2$	$15,8 \pm 1,0$	$6,1\pm0,7$	$144 \pm 06\%$	$209\pm15\%$
Sim	CPc.SI.#	$50,0 \pm 5,2$	$2,7\pm0,3$	$27,1 \pm 2,8$	$8,7\pm0,9$	$246\pm10\%$	$228\pm22\%$
Interligado	CPn.SF.#	32,3 ± 2,8	$2,2\pm0,7$	16,6±1,3	$7,7 \pm 2,3$	$160\pm08\%$	164 ± 26%
	CPn.PU.#	34,1 ± 3,8	$1,6 \pm 0,1$	17,6 ± 2,0	5,6±0,3	169±11%	$205\pm45\%$
	CPn.EP.#	$34,5\pm5,5$	$1,8 \pm 0,3$	$17,9 \pm 2,9$	$6,2 \pm 1,0$	$172 \pm 16\%$	$218\pm19\%$
	CPc.EP.#	$71,4 \pm 2,5$	$2,9 \pm 0,1$	37,0 ± 1,3	$10,0 \pm 0,3$	$355\pm03\%$	$284 \pm 01\%$

*Tabela 4.7*: Resultados experimentais do ensaio à compressão no plano (média  $\pm dp$ . ou cv.).

Pode ser avaliada uma variação de 11% a 20% entre as capacidades de resistência dos sistemas *simples* e *interligados*. Esta é consequente da ligeira diferença entre esbeltezas dos respectivos elementos, também associada à "robustez" das suas configurações celulares. Os módulos *simples* instabilizaram para cargas menores que os *interligados*, em que o processo de desenvolvimento da rotura foi condicionado pela estrutura da cavidade central dos módulos – ou por uma regularidade tubular ou por um núcleo *snap-fit*. Neste último caso, a menor dimensão do núcleo, associada ao maior espessamento dos laminados na zona *snap-fit*, foram responsáveis por assegurar uma resistência global no sistema *interligado* superior à do sistema celular corrente do painel. Não obstante, os valores da tensão última de rotura de ambos os

sistemas são consideravelmente próximos (*ca.* 16–18 MPa), tendo em conta o pressuposto da geometria diferenciada das suas secções, como assumido simplificadamente no cálculo das respectivas estimativas.

Em relação à rigidez global dos mesmos sistemas, pode verificar-se uma menor variação que a resultante para a capacidade resistente. Conforme atrás anotado, refere-se a excepção do sistema *snap-fit* (CPn.SF.#), cuja rigidez mais se afastou do valor médio de 200 kN/m/m (diferença máxima de 21%). Apesar da maior consistência da rigidez entre as várias tipologias modulares, a maior variabilidade da rigidez por série (dispersões entre 15% a 45%) terá sido em parte reflexo de uma compressão desviada em fase inicial, a par da inerente heterogeneidade das paredes laminadas dos módulos. Note-se ainda a diferença entre comportamentos que precederam a carga máxima nos módulos *interligados* com adesivos e nos restantes *simples* e não colados. Nos sistemas adesivos (CPn.PU.# e CPn.EP.#) pode perceber-se claramente um certo regime de ductilidade "pura" (*ca.* 1‰), cujo aumento da deformação se manifestou sob carga constante (última), face ao comportamento mais frágil das séries *simples* (CPn.SI.#) e *snap-fit* (CPn.SF.#). Esta matéria será complementada mais à frente pela análise das medições efectuadas nos transdutores ómega e por extensometria.

Com base nos aspectos gerais já mencionados, interessa detalhar as diferenças ocorridas entre os modos de rotura que se desenvolveram nos dois sistemas de configuração celular distinta (*simples* e *interliga-do*), com consequência directa, ainda que ligeira, na variação da capacidade resistente do painel. Em primeiro lugar, a Figura 4.64 ilustra o modo de rotura num módulo *simples*, correspondente à secção corrente do painel. Em segundo, na Figura 4.65 são mostradas sequências de ensaio dos módulos *interligados*, associados às secções de ligação *snap-fit* do painel, desde a fase inicial até próximo do colapso.



*Figura 4.64*: Sequência do modo típico de rotura da série *simples* (CPn.SI.2): (a) rotura em carga máxima nos nós centrais por instabilidade lateral, (b) pós-rotura por encurvadura local do banzo (1), (c) colapso por corte do banzo (2) e (d) pormenores das delaminações por flexão transversal nos nós banzo-alma e dos cortes locais nos banzos.

# I) Ensaio CPn.SF.2



II) Ensaio CPn.PU.2



III) Ensaio CPn.EP.2



*Figura 4.65*: Sequência de ensaio nas séries dos sistemas *interligados* (I) CPn.SF.1, (II) CPn.PU.1, (III) CPn.EP.1: (a) fase inicial, (b) pré-rotura por instabilidade lateral, (c) rotura central nos banzos, (d) pós-rotura e (e) fase final.

Uma vez mais, as ilustrações referidas foram apoiadas por filmagem dos ensaios, o que permitiu uma melhor captação dos fenómenos envolvidos, bem como enquadrar as roturas desenvolvidas nos elementos nas respectivas evoluções das curvas  $F_c - \delta_v$ . A numeração (1 a 4) presente nas Figuras 4.64 e 4.65 refere-se naturalmente à ordem sequencial das várias roturas sucedidas. No Anexo C.2 pode ser observado um exemplar de cada série, em escala maior, na fase de rotura pós-carga última, *vd*. Figs. C.10 a C.13.

Em qualquer das situações discriminadas, a deformação lateral por encurvadura global dos módulos adquiriu uma amplitude relevante ao desenvolvimento das primeiras roturas localizadas no material, vd. Fig. 4.64 (a) e Fig. 4.65 (a)-(c). As leituras extensométricas permitem verificar a ocorrência desse fenómeno nas faces dos módulos e a sua evolução mais acentuada próximo do nível máximo de carga. Aquelas roturas corresponderam essencialmente a delaminações ocorridas nas zonas mais sensíveis dos sistemas tubulares - a meia altura. Enquanto nos módulos simples as delaminações ocorreram ao nível dos nós banzo-alma da cavidade central, nos interligados as primeiras roturas sucederam nas secções dos banzos de transição de espessura (banzo corrente - banzo "I"), nas zonas igualmente próximas do núcleo central. À semelhança das roturas desenvolvidas nos módulos submetidos à flexão na direcção transversal, também, neste caso, as primeiras delaminações foram encaminhadas para os "pontos fracos" da secção, referentes a zonas laminadas internamente menos homogéneas. Estas desenvolveram-se tipicamente na diagonal, consoante a forma de encurvadura, em reflexo do efeito combinado do estado de compressão com a flexão transversal progressivamente instalada nos laminados (*i.e.*, transmissão de esforço não "puramente" axial, por efeito induzido de Vierendeel), vd. Fig. 4.64 (d). A sucessão destas primeiras delaminações, com imediata progressão sobre os nós extremos dos apoios, de forma mais ou menos simétrica na altura dos módulos, significou o máximo da capacidade atingida nos módulos em rotura.

Em pós-rotura, os banzos centrais dos módulos *simples* sofreram corte longitudinal por instabilidade local, conduzindo a um pré-colapso último do módulo, *vd*. Fig. 4.64 (b) e (c). Nos sistemas *interliga-dos*, as primeiras delaminações foram acentuadas, provocando também cortes longitudinais nos banzos, quer nas secções em causa, quer nas correspondentes de extremidade ou mesmo em zona corrente dos banzos, juntamente com delaminações nos nós banzo-alma da cavidade *snap-fit*, *vd*. Fig. 4.65 (d) e (e).

As roturas identificadas na cavidade *snap-fit*, quando ocorridas, deram-se na parte exterior àquele núcleo, sem haver interferência (aparente) nas abas de encaixe, tal como foi possível constatar pela integridade conservada nas ligações, *vd*. Fig. 4.66. Deste modo, quando comparado ao comportamento de uma célula corrente, o grau de monolitismo conferido pelas células de "fecho" *snap-fit* (com adesivos) parece justificar o ligeiro acréscimo de resistência, como atrás sublinhado. Nesse sentido, pode concluir-se que as ligações *snap-fit* não exerceram uma influência significativa no comportamento à compressão do sistema modular, mantendo um padrão de desempenho sensivelmente semelhante ao assegurado por um painel *standard*.



*Figura 4.66*: Cavidade central de ligação *snap-fit* nos módulos do sistema *interligado*: (a) CPn.SF.2, (b) CPn.PU.2, (c.1) CPn.EP.2, *frontal* e (c.2) CPn.EP.2, *tardoz*.

Por fim, os cortes generalizados nos banzos, em toda a sua largura, provocaram mecanismos de colapso quase iminente nos módulos, em estado de grande deformação, levando a finalizar o ensaio por via de uma separação quase total dos laminados ou por destabilização do processo experimental. Porém, importa ressalvar os comportamentos particulares dos módulos *interligados* adesivos CPn.PU.3 e CPn.EP.2, os quais apresentaram uma capacidade resistente desviada da média global (20% inferior), *vd.* Fig. 4.67.



Figura 4.67: Roturas particulares dos módulos: (a) CPn.PU.3 (rotura adesiva) e (b) CPn.EP.2 (delaminação axial).

No primeiro caso – Fig. 4.67 (a), a rotura iniciou-se na junta adesiva do *snap-fit*, com separação progressiva na interface resina PU – laminado (aba de ligação). Além da menor resistência assegurada ao sistema, este comportamento pontual traduziu-se na fase mais acentuada da deformação em carga máxima (ductilidade de 2‰), que foi observada em toda a amostra experimental. No segundo caso – Fig. 4.67 (b), a rotura desenvolveu-se e progrediu num nó de extremidade, junto a um dos apoios, por delaminação do material na zona de intersecção banzo-alma segundo a direcção da carga axial. Ao contrário das roturas típicas a meia altura dos sistemas, este tipo de esmagamento delaminar com corte entre paredes laminadas, parece justificar a menor resistência do módulo. Este aspecto parece igualmente justificar um comportamento mais dúctil, em rotura máxima, por comparação com os restantes casos, cujo regime foi praticamente inexistente. b) Módulos *híbridos* – a análise do comportamento dos módulos *híbridos* – CPc.SI.# e CPc.EP.# pode ser efectuada através da leitura dos diagramas das Figuras 4.68 (a) e 4.69 (a), respectivamente. De forma a facilitar uma comparação relativa, aqueles diagramas incluem os respectivos pares de curvas  $F_c - \delta_l / \delta_h$ e  $\sigma - \varepsilon$  dos sistemas homólogos não preenchidos no núcleo (*simples* e *interligados* com adesivo EP). Analogamente às representações anteriores, na parte (b) das mesmas Figuras 4.68 e 4.69, mostram-se as correspondentes roturas típicas (em sequência). Relembre-se que os resultados experimentais respeitantes foram enquadrados inicialmente na Tabela 4.7 – alínea (a).



*Figura 4.68*: Série CPc.SI.# *vs* CPn.SI.#: (a) curvas  $F_c - \delta e$  curvas  $\sigma - \varepsilon e$  (b) cenário do modo de rotura nos módulos (b.1) CPc.SI.1 e (b.2) CPc.SI.3.



*Figura 4.69*: Série CPc.EP.# *vs* CPn.EP.#: (a) curvas  $F_c - \delta e$  curvas  $\sigma - \varepsilon e$  (b) cenário do modo de rotura nos módulos (b.1) CPc.EP.1 e (b.2) CPc.EP.2.

O regime elástico linear até uma dada carga última (máxima) e os modos de rotura desenvolvidos foram relativamente semelhantes aos comportamentos observados nos sistemas *standard* com o núcleo vazio. No entanto, uma vez mais, a hibridização dos módulos com espuma teve por consequência uma melho-

ria significativa das propriedades mecânicas dos sistemas, com maior expressão nos *interligados* adesivos. Em ambas as tipologias modulares, o aumento da capacidade resistente foi bastante superior ao da rigidez, respectivamente, *ca*. 70% e 10% nos módulos *simples* (.SI) e 107% e 30% nos *interligados* (.EP). Facilmente se depreende uma relação directamente proporcional entre aquelas duas propriedades no que se refere à melhoria de desempenho nos dois sistemas (*i.e.*, proporcionalidade entre razões de acréscimo de resistência e de rigidez). Note-se que no sistema CPc.EP.# o nível de resistência foi superior em 2,0 vezes à capacidade do mesmo sistema com o núcleo vazio (CPn.EP.#), para um nível de rigidez correspondente 1,3 vezes superior. Além disso, importa destacar a elevada consistência dos resultados nesta última série, segundo dispersões de 1–3%.

Pode concluir-se que a espuma inserida no núcleo foi responsável por retardar o desenvolvimento do fenómeno da encurvadura global, por via de um travamento induzido às paredes laminadas dos módulos. Essa ligeira rigidificação global dos sistemas permitiu atingirem-se forças máximas claramente superiores, cujos estados de pré-rotura e rotura foram de natureza mais frágil que nos sistemas *standard*, sem qualquer evidência de regimes não lineares ou inelásticos até àquelas fases. Face aos comportamentos anteriores, atente-se o rápido decréscimo nas curvas das Figuras 4.68 (a) e 4.69 (a) uma vez alcançada a carga última, com maiores perdas de capacidade resistente e menores índices de deformação inelástica em estado de pós-rotura. As roturas desenvolveram-se segundo modos semelhantes aos referidos anteriormente, tendo sobressaído, porém, alguns fenómenos de forma mais pronunciada, nomeadamente na série CPn.EP.#. Nesta última foi mais evidente o efeito de restrição na instabilidade do "bloco central" da cavidade *snap-fît*, o que provocou linhas de rotura nas secções (banzo de transição de espessura) associadas a um decréscimo abrupto da carga (por corte total dos laminados). Por esta mesma razão se associam a esse sistema *interligado* adesivo os maiores níveis de resistência e rigidez alcançados no ensaio à compressão.

c) Registos extensométricos – o comportamento dos sistemas pode ainda ser analisado em termos de deformação, por via das extensões e deslocamentos relativos axiais registados, respectivamente, através dos extensómetros ( $\varepsilon$ ) e dos transdutores ómegas ( $\Omega$ ). No Anexo C.2 pode consultar-se a totalidade desses registos, separadamente e por série, em directa relação com a força axial aplicada, *vd*. Figs. C.14 a C.19 – (a) extensões axiais e (b) deslocamentos axiais. Em termos de apresentação gráfica, é possível efectuar correspondência com os diagramas de comportamento apresentados para as várias séries.

Nas Figuras 4.70 a 4.73 mostram-se registos individuais para a dupla dos sistemas *simples* e *interligado* com adesivo EP, na variante *standard* e *hibridizada* (CPn/c.SI.# e CPn/c.EP.#). Nos diagramas<sup>1</sup> sobrepõe-se as extensões directas da extensometria ( $\varepsilon_e$ ) e as convertidas dos transdutores ( $\varepsilon_\Omega$ ), relacionadas directamente com a tensão axial de compressão ( $\sigma$ ) e a correspondente força axial concêntrica ( $F_c$ ). Nes-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Convenção de sinais nos diagramas: + tracção / - compressão, com indicação do lado da encurvadura lateral: Face (1) / (2).

te caso, a tensão axial foi obtida da área da secção dos banzos onde foi colocada a instrumentação (*cf.* Fig. 4.58), assumindo uma espessura local de 4,0 mm ou 5,0 mm consoante, respectivamente, a sua posição em zona corrente dos banzos (módulo *simples*) ou em zona de espessamento *snap-fit* (módulo *interligado*).



*Figura 4.70*: Curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo CPn.SI.5. *Figura 4.71*: Curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo CPn.EP.2.



*Figura* 4.72: Curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo CPc.SI.3. *Figura* 4.73: Curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo CPc.EP.2.

Quando comparados os resultados das deformações nas duas faces dos banzos, (1) e (2), facilmente se percebe o efeito de instabilidade instalado nos módulos, mediante nomeadamente o registo do par de transdutores. Genericamente, as curvas mostram também que não foi atingida uma distribuição de carga completamente concêntrica desde a fase inicial do ensaio. Enquanto a nível local, a dupla de extensões longitudinais ( $\varepsilon_L$ ) apresentam um andamento em compressão relativamente próximo entre si, o par das deformações ómega ( $\Omega$ ), numa base de 50 mm, demonstram uma distribuição assimétrica da carga ao longo dos banzos comprimidos. Neste último caso, sai claramente reforçado o comportamento em deformação lateral, por divergência da ordem de grandeza das deformações opostas nos banzos, logo desde a fase inicial (e.g., tracção numa das faces). Neste contexto, também se compreende a coerência geral entre a tendência dos deslocamentos  $\Omega$  e o lado para onde instabilizou lateralmente um dado provete, segundo o estado de compressão ou de tracção submetido na face (1) ou (2) e seu diferencial. Ambos os registos permitem identificar os sistemas que mais cedo desenvolveram deformações laterais significativas, como atrás assinalado, em particular, nos módulos CPn.PU.2 e CPc.EP.2 (menor grau CPn.PU.3 e CPn.EP.2).

Em termos de rigidez, importa destacar a diferença entre a ordem de grandeza das leituras das deformações nos extensómetros e a nos transdutores, sendo somente razoável referenciá-las numa mesma escala no caso dos provetes *simples* (*i.e.*, leituras similares na mesma zona corrente do banzo central). Deste ponto de análise, pode compreender-se uma rigidez "concentrada" ao nível da junta snap-fit substancialmente mais reduzida que a rigidez "local" dos banzos e da própria rigidez global dos provetes.

d) Propriedades de rigidez – com base nas respostas distintas que foram registadas, segundo a direcção axial do carregamento, foi possível avaliar 3 módulos de elasticidade à compressão transversal no regime elástico linear: (i) módulo global do provete –  $E_g$  (derivado das curvas experimentais  $F_c - \delta_h$  ou  $\sigma_{c,T}$  –  $\mathcal{E}_{c,T}$ , (ii) módulo do material laminado do banzo –  $E_{\varepsilon}$  (obtido dos extensómetros  $\mathcal{E}_{Ll}/\mathcal{E}_{L2}$ ) e (iii) módulo da junta snap-fit –  $E_{\Omega}$  (obtido dos transdutores  $\Omega_1/\Omega_2$ ), vd. Tabela 4.8. Um quarto módulo –  $\hat{E}$  (módulo do sistema modular) é apresentado na mesma Tabela 4.8. Este foi assumido com base nos módulos aferidos das deformações medidas nos banzos  $(E_{\varepsilon})$  e nas juntas *snap-fit*  $(E_{\Omega})$ , conforme descrito mais à frente.

Compressão		Rigidez global	Mód	Módulo sistema		
Série   Provete		( <b>E.A</b> ) <sub>c,T</sub> [10 <sup>3</sup> kN/m]	<b>E<sub>g</sub> – global</b> [GPa]	<b>E<sub>ε</sub> – banzo</b> [GPa]	<b>E<sub>Ω</sub> – junta</b> [GPa]	Ê [GPa]
ples	CPn.SI.#	64 ± 15%	7,1 ± 15%	14,8 (1)	15,9 <sup>(1)</sup>	15,2
Sim	CPc.SI.#	$70\pm22\%$	7,7 ± 22%	15,8 ± 10%	s/r [16,9]	16,2
Interligado	CPn.SF.#	$48\pm26\%$	$5,0\pm26\%$	$15,3\pm16\%$	$1,3\pm06\%$	9,8
	CPn.PU.#	$60\pm45\%$	6,3 ± 45%	11,9 (2)	2,3 (2)	8,2
	CPn.EP.#	64 ± 19%	6,6 ± 19%	$12,0\pm04\%$	3,1 ± 17%	8,6
,	CPc.EP.#	$83\pm01\%$	8,7±01%	14,5 <sup>(2)</sup>	4,2 <sup>(2)</sup>	10,6

Tabela 4.8: Rigidez axial e módulos de elasticidade à compressão no plano dos sistemas (média  $\pm cv$ .).

<sup>(1)</sup> registo de um módulo.

 $\hat{E} \equiv E_{c,T}$  – módulo elasticidade à compressão do painel no plano transversal

<sup>(2)</sup> exclusão de um módulo.

s/r - série sem registo (valor extrapolado).

(módulo médio ponderado dos módulos  $E_{\epsilon}$  e  $E_{\Omega}$ , de acordo com o comprimento de influência nos sistemas: 90-80 mm e 50 mm). A rigidez axial à compressão é também indicada na Tabela 4.8 em termos da componente global  $(E.A)_{c,T}$ , relacionada directamente com o anterior parâmetro  $K_{c,T}$  e a altura do provete, H. De modo a enquadrar as constantes elásticas discriminadas, interessa relembrar os módulos de elasticidade de 10 GPa à tracção e de 5–7 GPa à compressão caracterizados no material laminado na direcção transversal, *vd. §3.2.2* do **Capítulo 3**. Na primeira solicitação foi revelada uma maior consistência dos resultados (dispersões inferiores a 15%), face à maior variabilidade dos valores em compressão (cv. 25%). Estas constantes materiais podem ser relacionadas, em particular, com os módulos do material dos banzos ( $E_{\varepsilon}$ ) e global ( $E_g$ ), cujas diferenças entre ordens de grandeza são discutidas de seguida.

Em relação ao módulo global ( $E_g$ ), os valores aferidos são naturalmente concordantes com os níveis de rigidez determinados, visto relacionarem-se com o mesmo regime linear seleccionado nas curvas (intervalo de deslocamento de 0,3 mm – 1‰ em extensão). Os valores apresentados na Tabela 4.8 são relativamente reduzidos (por comparação com os restantes), o que prova a influência do fenómeno do esmagamento e ajuste do material de GFRP nas chapas de apoio, tal como verificada essa sensibilidade nas superfícies de contacto dos provetes da caracterização material, tendo-se estimado as constantes em ambos os casos com base na variação do comprimento do provete / módulo (valores médios próximos entre si, *ca*. 7 GPa). Importa notar que o aumento em cerca de 10% e 30% dos módulos  $E_g$  por efeito da hibridização dos sistemas *simples* e *interligado* (adesivo EP), respectivamente, não representa uma contribuição directa do módulo de elasticidade da espuma<sup>1</sup> nos valores daqueles módulos globais. O acréscimo de rigidez global deveu-se a um comportamento menos susceptível à instabilidade induzido pela espuma no interior do núcleo.

Quanto ao módulo do laminado / banzo ( $E_e$ ), os valores foram também avaliados a partir do declive da parte linear das respectivas curvas da extensão axial ( $\sigma_{c,T} - \varepsilon_e$ ), num intervalo compreendido entre 0,35% e 0,60%. Tendo em conta as observações anteriormente efectuadas, desprezaram-se os registos dos módulos com deformações mais assimétricas nas suas faces, *vd*. Tabela 4.8 e Anexo C.2 (por irregularidades geométricas e/ou encurvadura lateral prematura). Os valores obtidos ao nível do material laminado são praticamente o dobro dos módulos globais, bem como do obtido em provetes. Esta diferença de ordem de grandeza pode ser justificada pela influência dos vários nós banzo-alma do próprio sistema celular fechado, corroborada em paralelo pelo efeito do esmagamento atrás referido e da instabilidade global no comportamento dos provetes. Note-se, porém, na coerência entre esses módulos de escala diferenciada nas várias séries, à excepção do módulo  $E_e$  derivado na série CPn.SF.# – 15,3 GPa. Este valor mais elevado, próximo dos obtidos nos sistemas *simples*, foi claramente superior ao avaliado nos laminados das abas de ligação, reforçadas com ambos os adesivos. Este resultado mostra que as juntas adesivas apresentam uma maior deformabilidade comparativamente à dos laminados nos restantes casos (*simples e snap-fit*). Não obstante, os módulos extraídos por via extensométrica parecem relativamente elevados face ao que seria esperado.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Módulo de elasticidade da espuma leve de poliuretano (Pu) estimado com um valor inferior a 10 MPa, *Ref.* [4.30].

Da única leitura da extensão na direcção transversal,  $\varepsilon_T$  (longitudinal dos banzos) – CPc.SI.3, *vd*. Fig. 4.72, foi possível obter em relação ao correspondente par das extensões longitudinais,  $\varepsilon_L$ , um coeficiente de Poisson de 0,094 (no regime inicial). Esta constante material no plano do banzo central é próxima do valor médio do coeficiente de Poisson "menor" obtido do ensaio de tracção em provetes ( $v_{TL} = 0,11$ ), mas bastante concordante com a estimada no ensaio de flexão transversal (0,095), *cf. §4.3.1.3*.

Por último, os módulos na junta  $E_{\Omega}$  foram igualmente determinados com base nos declives dos troços lineares das respectivas curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{\Omega}$ . Nos sistemas *simples* adoptou-se o mesmo intervalo de regressão das extensões  $\varepsilon_c$ , compreendido entre 0,35‰ e 0,60‰ da deformação axial convertida. Nos sistemas *interligados*, por razões de ordem de grandeza, optou-se por um domínio, em termos de tensão, correspondente ao associado na estimativa da rigidez global. No primeiro caso, o valor de 15,9 GPa valida, em certa medida, as leituras extensométricas por aproximação do módulo associado (14,8 GPa). Note-se que nesta situação ambos os registos se referem exactamente à mesma secção central da face do provete (banzo corrente). No segundo caso, os módulos  $E_{\Omega}$  apresentam uma forte redução comparativamente aos módulos  $E_{\varepsilon}$  obtidos entre juntas, no material das abas em zona adjacente (*af*. 5 cm). Porém, pode depreender-se uma relação directa entre os módulos  $E_{\Omega}$  nos sistemas *interligados* e o grau de rigidez na ligação, diferenciado por 3 variantes de conexão, tal como percebido da constante global,  $E_g$ . Estes módulos parecem de facto traduzir um efeito concentrado na junta em compressão (ou mesmo em tracção), quer por via de uma rigidez mecânica por atrito (SF), quer por uma rigidez de conexão adesiva dúctil em poliuretano (PU) até uma epoxídica menos dúctil e mais rígida. Pode concluir-se uma influência notável da rigidez localizada da junta *snap-fit* na rigidez global do sistema em compressão, passível de a reduzir consideravelmente.

Com vista ao dimensionamento e à verificação da segurança de tabuleiros híbridos, foi estabelecido um valor para o módulo de elasticidade à compressão do painel no seu plano transversal –  $\hat{E}$ , *cf*. Tabela 4.8. Tendo em conta as considerações anteriores, optou-se por fixar um valor médio com base nos módulos –  $E_{\varepsilon}$  (material laminado) e  $E_{\Omega}$  (junta *snap-fit*), de acordo com os respectivos comprimentos de influência nos sistemas modulares (90–80 mm e 50 mm, respectivamente). Deste modo, procurou-se um compromisso entre uma rigidez sem influência de efeitos de esmagamento e instabilidade global e uma rigidez local de junta *snap-fit* condicionante na rigidez global do sistema. Naturalmente, os valores desta forma assumidos configuram numa variação significativa, superior a 40%, entre os módulos dos sistemas *simples* (15 GPa) e dos *interligados* (9 GPa, valor médio). Efectuando uma ponderação destes módulos em relação à dimensão dos sistemas que lhes estão associados (310 mm e 295 mm), ou simplesmente pela dimensão das unidades celulares envolvidas (270 mm e 255 mm), obtém-se um módulo de elasticidade do sistema combinado de 11,8–12,6 GPa, consoante a ligação. Este valor diz apenas respeito aos sistemas *standard* (núcleo vazio). Desprezando o valor menos coerente relativo à série CPn.SF.#, na situação de conexão adesiva, em particular epoxídica, pode fixar-se um módulo à compressão  $\hat{E} = 12,0$  GPa.

As propriedades do painel à compressão são resumidas mais à frente nas análises conjuntas dos ensaios descritos nesta secção, sob idealização de modelos de comportamento ajustados dos principais resultados – \$4.3.3. Importa, porém, sublinhar que a análise dos resultados em termos de rigidez (por vezes, singulares) carece de uma representatividade experimental tão razoável como a resultante em termos de resistência.

# 4.3.2.4 Apresentação e análise dos resultados experimentais do ensaio ao corte: a) – d)

a) Módulos *standard* – o comportamento global dos módulos submetidos a carga excêntrica nas suas faces encontra-se representado nas Figuras 4.74 (a) a 4.77 (a), simultaneamente em termos das curvas experimentais  $F_s - \delta_v | \delta_h^1 = \tau_{,T} - \gamma_{,T}^2$ . Tal como no ensaio à compressão, esta primeira abordagem dos resultados diz respeito aos módulos ensaiados com o núcleo vazio (4 séries), juntamente com a ilustração das respectivas roturas típicas, *vd*. Fig. 4.74 (b) a 4.77 (b). As correspondentes *Tensão tangencial transversal* ( $\tau_{,T}$ ) e *Distorção transversal* ( $\gamma_{,T}$ ) foram obtidas simplificadamente do conceito de esforço transverso em barras – Eqs. (4.5), recorrendo às características geométricas dos provetes  $A_s e h$ .

Tensão tangencial Distorção  
Ensaio ao corte ......
$$\tau_{,T} = \frac{F_s}{A_s}$$
..... $\gamma_{,T} = \frac{\delta_v}{h}$  (4.5)

O parâmetro *h* manteve o significado anterior (espessura do provete). A área  $A_s$  correspondeu à superfície no plano dos banzos, paralela à aplicação da força de corte, compreendida entre a altura útil ( $H_u$ ) e a largura do provete (p), cf. Fig. 4.53. Para a distorção  $\gamma_T$  foi assumida a hipótese de pequenos ângulos de deformação (tan  $\gamma \equiv \gamma$ ).

À semelhança dos ensaios anteriores, nos diagramas das Figuras 4.74 (a) a 4.77 (a) encontram-se assinalados os principais parâmetros<sup>3</sup> mecânicos do comportamento ao corte, a par do índice de ductilidade estabelecidos de forma idêntica ( $\mu_{\delta}$ , barra com valores médios). A correspondência entre registos cinemáticos (curvas  $F_s - \delta_v \in \tau_T - \gamma_T$ ), resultantes das relações das Eqs. (4.5), traduz-se na igualdade entre índices de ductilidade em deslocamentos relativos ( $\mu_{\delta}$ ) e em termos de distorção ( $\mu_{\gamma}$ ).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Deslocamento lateral nas curvas  $F_s - \delta_b$ , com representação única sob o mesmo sinal [-].

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Por simplicidade, as curvas  $\tau_T - \gamma_T$  representadas nas Figuras 4.74 (a) a 4.77 (a) foram assumidas com a designação  $\tau - \gamma_T$ 

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Indicadores representados nas curvas  $F_s - \delta_v$ :

 $F_{s,el}$  – limite elástico de proporcionalidade em força de corte;

 $F_{s,max}$  – força máxima de corte, associada ao índice de ductilidade em deslocamentos  $\mu_{\delta}$ 

 $<sup>\</sup>mu_{\delta}$ - índice de ductilidade em deslocamentos, avaliado segundo o critério clássico estabelecido para elementos de betão e aço (relação entre o deslocamento na rotura correspondente à força máxima e o deslocamento no limite elástico -  $\delta_{v,u}/\delta_{v,el}$ ).



*Figura 4.74*: Série SPn.SI.#: (a) curvas  $F_s - \delta e \tau - \gamma e$  (b) rotura típica (SPn.SI.2).



*Figura 4.76*: Série SPn.PU.#: (a) curvas  $F_s - \delta e \tau - \gamma e$  (b) rotura típica (SPn.PU.3).

*Figura 4.75*: Série SPn.SF.#: (a) curvas  $F_s - \delta e \tau - \gamma e$  (b) rotura típica (SPn.SF.3).



*Figura 4.77*: Série SPn.EP.#: (a) curvas  $F_s - \delta e \tau - \gamma e$  (b) rotura típica (SPn.EP.2).

O conjunto de sistemas modulares apresentou um comportamento dúctil ao corte, distinto do caracterizado à compressão, consideravelmente frágil. Tal como no ensaio à flexão transversal, a *pseudo*ductilidade foi consequência da hiperestaticidade do sistema tubular, neste caso sob carga excêntrica no plano das suas faces, não intrínseca às propriedades do material. Embora com respostas bastante regulares em cada série individualmente, os comportamentos nos vários sistemas mostraram-se relativamente diferenciados, quer pela sua configuração celular, quer pela tipologia de conexão. Foi sobretudo no primeiro aspecto que residiu a maior diferença verificada entre as respostas dos sistemas *simples* e dos *interligados* (adesivos), nomeadamente no que concerne à evolução da deformação em fase dúctil por roturas progressivas, a partir das primeiras delaminações ocorridas no material. Estas desenvolveram-se por flexão transversal das paredes em mecanismo de flexão composta (efeito de Vierendeel), a par de instabilidade lateral do sistema – variável consoante a configuração daquelas duas séries modulares. De facto, mostrou-se relevante a influência da cavidade central de ligação *snap-fit* no comportamento global ao corte no plano do painel.

O comportamento inicial nas várias séries apresentou, em todos as situações, uma linearidade quase perfeita, não se tendo verificado quaisquer diferenciais na transmissão da carga entre os banzos solicitados excentricamente e as chapas de apoio. Posteriormente, as respostas dos módulos divergiram relativamente entre eles, embora de cariz comportamental similar baseado num maior ou menor nível de rigidez. Seguidamente, essas respostas tenderam para diferentes limites elásticos e capacidades últimas de resistência, resultantes em índices de ductilidade variáveis, como quantificado mais adiante na Tabela 4.9.

Os comportamentos foram caracterizados por um regime elástico linear até ocorrer a primeira delaminação numa das ligações banzo-alma – *limite elástico de proporcionalidade* (variável entre 60% a 82% de  $F_{s,máx}$ ). De uma forma geral, os pontos mais condicionantes ao aparecimento da(s) primeira(s) rotura(s) corresponderam aos nós extremos não apoiados, onde as delaminações se deveram ao excessivo esforço de flexão transversal naqueles nós – não equilibrado como nos restantes nós em "T" (completo). Sublinhe-se que, por razões experimentais, o corte dos bordos não carregados teve que ser efectuado numa zona dos banzos bastante próxima dos nós em causa (imediatamente a seguir à curvatura da ligação banzo-alma), de forma a assegurar uma folga suficiente entre o provete e a chapa de apoio que permitisse instalar nos provetes distorções acentuadas e livres de interferências (pelo menos, nos regimes de maior interesse). Sem uma solução do género teria que ser necessário desenvolver apoios particularizados ao ensaio de compressão e de corte. No entanto, esta situação experimental não parece ter sido suficientemente penalizadora nos resultados obtidos deste ensaio, visto que as primeiras roturas não foram exclusivas aos nós mais "fragilizados". Por vezes, estas sucederam após rotura inicial nos nós banzo-alma opostos (bordos solicitados), ou mesmo em zona central, como nos módulos *simples*. Durante a primeira fase (linear), não foram detectadas deformações laterais relevantes, mantendo-se os banzos praticamente planos e paralelos entre si, *vd*. Figs. 4.74–4.77 (a) curvas  $F_s - \delta_h$ . A partir do patamar proporcional à carga, o comportamento foi não linear, com o nível de força a aumentar irregularmente até se atingir a carga última. A configuração "serrada" das curvas derivou das sucessivas roturas por delaminação nos vários nós banzo-alma, *i.e.*, queda mais ou menos brusca da força a cada rotura. O início desta fase *pseudo*-dúctil foi responsável por induzir instabilidade lateral nos módulos, no modo de encurvadura com uma onda ou duas semi-ondas consoante a configuração respectiva: *simples* ou *interligada*. Uma vez alcançada a força máxima, a deformação nos provetes foi continuada (por controlo de ensaio), com desenvolvimento de grandes deslocamentos, até à interrupção do ensaio por (quase) colapso do provete, com forte redução da carga ou devido à reacção do provete nos apoios (chapa ou perfil tubular), *vd*. Fig. 4.78.

A última situação terminal nem sempre foi verificada, tendo sido somente registada com os provetes em grande deformação pós-rotura, para carga bastante reduzida (*i.e.*, sob garantia de registo da força máxima). Porém, exceptuam-se duas interrupções forçadas na série SPn.SF.#, onde não foi possível registar a carga última (assumida pelo registo último), *cf*. Fig. 4.75 (a), devido à reacção dos bordos não carregados nas chapas dos apoios, *vd*. Fig. 4.78 (b). Não obstante, o grau de distorção sofrido naquele ponto pelos módulos, na qualidade de sistema mais deformável, leva a presumir que se estaria muito perto da carga de rotura do sistema em causa. Nos restantes casos, os módulos mantiveram sempre liberdade de deformação, segundo o eixo vertical ou parcialmente na direcção horizontal sobre o perfil de travamento (reacção inferior na base e por encosto ao neopreme), antes de se atingir a carga última.





Figura 4.78: Detalhe dos bordos em apoio (a) parcial e (b) total por reacção na chapa de apoio.

Na Tabela 4.9 são apresentados os valores experimentais da carga máxima de corte ( $F_{s,máx}$ ) e do deslocamento relativo na rotura ( $\delta_{v,u}$ ), juntamente com os valores da tensão tangencial de limite elástico linear ( $\tau_{el,T}$ ), da tensão tangencial de rotura ( $\tau_{u,T}$ ) e da distorção na rotura máxima ( $\gamma_{u,T}$ ), os últimos estimados com base nas Eqs. (4.5). São ainda quantificados os níveis da resistência última ( $R_{su,T}$ ) e da rigidez elástica ( $K_{s,T}$ ) por metro de largura do painel submetido ao corte no seu plano. A segunda propriedade foi obtida directamente dos diagramas das Figuras 4.74 (a) a 4.77 (a), a partir do declive da parte linear das curvas  $F_s - \delta_v$ , correspondente a um diferencial constante da deformação ( $\Delta \delta_v = 0.75$  mm ou  $\Delta \gamma_T = 0.01$ ). Na Tabela 4.9 encontram-se também reunidos os resultados referentes a todas as séries, cuja análise dos sistemas *híbridos* (núcleo PU) se remete para depois das que se seguem relativas aos módulos *standard*.

Corte		Força máxima e desloca- mento relativo na rotura		Tensão de corte limite	Tensão de corte máxima e distorção na rotura		Resistência	Rigidez
Série   Provete		F <sub>s,máx</sub> [kN]	<b>δ</b> <sub>v,u</sub> [mm]	τ <sub>el,T</sub> <sup>(1)</sup> [kPa]	τ <sub>u,T</sub> <sup>(2)</sup> [kPa]	<b>γ</b> <sub>u,T</sub> <sup>(3)</sup> [- 10 <sup>3</sup> ]	<u>I m – largu</u> <b>R</b> <sub>su,T</sub> [kN/m]	ira de painel K <sub>s,T</sub> [kN/m/m]
ples	SPn.SI.#	3,4 ±0,1	4,0±0,4	46±07 (82%)	57 ± 01 (1,23)	53±06 (1,43)	16,7 ± 03%	5.311 ± 03%
SimJ	SPc.SI.#	9,3±0,5	5,6±0,6	137 ± 13 (87%)	157 ± 09 (1,15)	75±07 (1,47)	46,4 ± 06%	11.925 ± 03%
Interligado	SPn.SF.# <sup>§</sup>	3,6±0,5	15,1±0,9	39 ± 11 (60%)	64 ± 09 (1,65)	202 ± 12 (7,50)	17,7 ± 13%	5.603 ± 10%
	SPn.PU.#	5,3±0,3	11,7±0,5	68 ± 06 (71%)	95±06 (1,41)	156±07 (4,67)	26,4 ± 06%	8.264 ± 11%
	SPn.EP.#	4,6±0,5	10,3 ± 2,6	53 ± 01 (65%)	82±09 (1,53)	$138 \pm 35$ (4,50)	22,7 ± 11%	6.940±13%
	SPc.EP.#	9,4±1,3	8,0 ± 1,1	126 ± 20 (75%)	169 ± 25 (1,34)	106 ± 15 (2,36)	47,0 ± 15%	11.487 ± 18%

Tabela 4.9: Resultados experimentais do ensaio ao corte no plano (média  $\pm dp$ . ou cv.).

<sup>§</sup> Série com registo hipotético dos valores das cargas máximas na rotura em 2 provetes.
 (1) (%) percentagem do nível de tensão limite elástico em relação à rotura.
 (2) (-) aumento do nível de tensão em fase inelástica (fase de ductilidade).
 (3) (-) índice ductilidade, μ.

Os sistemas *interligados* apresentaram uma capacidade resistente última superior à dos módulos *simples* (0,057 MPa), variável desde 6% a 56%, sendo mais elevada, em particular, nos casos reforçados com adesivos – séries SPn.PU.# (0,095 MPa) e SPn.EP.# (0,082 MPa). Também nestes elementos podem ser enquadradas as cargas mais elevadas da(s) primeira(s) rotura(s), respectivamente para tensões limites de proporcionalidade a 71% e 65% da tensão última. Consistentemente, ainda se podem verificar os maiores níveis de ductilidade – *ca.* 460% da deformação limite elástica nos sistemas *interligados* (adesivos). Como seria esperado, a excepção refere-se à série SPn.SF.#, da qual se registou o maior índice de ductilidade (7,5) associado à menor tensão limite elástica registada (60%.  $\tau_u$ ). Importa destacar a fase não linear dos módulos *regulares* (SPn.SI.#) num regime substancialmente menos dúctil do que os restantes, traduzido pela maior percentagem da relação entre tensões limite proporcional e última (82%), apesar dos seus reduzidos valores absolutos. Esta situação remete claramente para comportamentos mecânicos dos painéis diferenciados pela sua estrutura modular, com consequência na progressão da rotura dúctil em modo de encurvadura lateral condicionado pelo grau de restrição à distorção da célula central (*regular* ou *snap-fit*).

As avaliações anteriores por capacidade resistente são concordantes com os respectivos níveis de rigidez elástica, crescente desde um valor mínimo de 5.311 kN/m/m (módulos *simples* .SI) até um máximo de 8.264 kN/m/m (módulos *interligado* .PU). Por sua vez, as dispersões da rigidez avaliadas em cada série acompanham a consistência dos desvios-padrão correspondentes aos valores médios das cargas "notáveis" (máximo de 15%). À semelhança da tendência entre as tensões elásticas e inelásticas (últimas) dos mode-los reforçados com os adesivos PU e EP, também se pode verificar uma ordem similar no que respeita à rigidez dos mesmos. Tendo em conta as propriedades dos adesivos, esta situação, contrária ao expectável, pode ser justificada pela rotura desencadeada em ambos os sistemas no modo de encurvadura lateral por 2 semi-ondas (com inflexão no núcleo central *snap-fit*). Com base na restante análise em diante, presume-se que a maior rigidificação do núcleo adesivo com EP terá sido mais condicionante à transferência do esforço, entre faces do módulo, que no caso mais flexível com adesivo PU, levando a uma resposta induzida por um encaminhamento "prematuro" das cargas sobre os nós extremos mais "fragilizados".

As quantificações acima efectuadas permitem qualificar o comportamento dos sistemas mediante um modelo constitutivo elasto-plástico com "endurecimento" linear, sendo este regime muito mais expressivo nos sistemas *interligados* do que nos *simples*, função do grau de ductilidade inerente à conexão *snap-fit*. Não obstante, importa detalhar as diferenças ocorridas entre os modos de rotura que se desenvolveram nos 2 tipos de sistemas (*simples* e *interligado*), com consequência directa na resistência (limite elástica e última), na ductilidade e inclusive na rigidez dos módulos. Enquanto a Figura 4.79 ilustra o modo de rotura num módulo *simples*, correspondente à secção regular do painel, na Figura 4.80 mostram-se alguns cenários de rotura nos módulos *interligados*, associados às secções de ligação *snap-fit* do painel. A numeração (1–9) presente nas Figuras 4.79 e 4.80 refere-se à ordem sequencial das roturas ocorridas. Nas Figuras C.20 a C.23 do Anexo C.2 consta um exemplar de cada série, em escala maior, no estado de rotura dúctil.



*Figura 4.79*: Sequência do modo típico de rotura da série *simples* (SPn.SI.3): (a) roturas em carga limite elástico nos nós extremos não apoiados, (b) rotura nos restantes nós com deformação lateral do provete em regime plástico, (c) colapso iminente do provete e (d) pormenores das delaminações por flexão transversal nos nós dos bordos extremos.

# I) Ensaio SPn.SF.1



*Figura 4.80*: Cenários de rotura nas séries dos sistemas *interligados* (I) SPn.SF.1, (II) SPn.PU.1, (III) SPn.EP.1: (a) fase inicial, (b) rotura com instabilidade lateral, (c) progressão na rotura por corte dos banzos e (d) fase final.

Nas duas configurações simples e interligado, a deformação axial relativa dos banzos, com distorção das almas, adquiriu uma ordem de grandeza tal que desencadeou o desenvolvimento das primeiras roturas locais nos nós banzo-alma dos bordos não apoiados, vd. Figs. 4.79 (a) e 4.80 (a), seguindo-se nos nós dos bordos opostos. Uma vez iniciado o regime não linear, as respostas evoluíram segundo configurações distintas nos provetes quanto ao modo da sua deformada lateral: (i) "livre", com uma onda nos sistemas simples, vd. Fig. 4.79 (b) e (ii) "restringida", com duas semi-ondas nos sistemas interligados, vd. Figs. 4.80 (b)–(c). A análise das curvas da deformação lateral,  $(F_s - \delta_b)$ , corrobora a correspondência anterior, tendo em conta as continuidades ou inversões daqueles registos. Por consequência, enquanto nos módulos simples as delaminações seguintes ocorreram nos nós centrais, nos módulos interligados as roturas progrediram para as secções dos banzos de transição de espessura, nas zonas igualmente próximas do núcleo central. Nestes últimos, a cavidade snap-fit constituiu uma célula "rígida" que restringiu a deformação lateral do provete, rodando sobre si. Os registos extensométricos permitem verificar a ocorrência daqueles efeitos distintos nos sistemas modulares, tendo em conta o diferencial das deformações medidas nos banzos. A capacidade máxima atingida nos módulos simples correspondeu ao acentuar das primeiras delaminações ocorridas no material, tipicamente na diagonal, em resultado dos estados de compressão e corte com flexão transversal das paredes laminadas, vd. Figs. 4.79 (c) e (d). A maiores capacidades nos módulos interligados deveu-se à rigidificação dos nós centrais, que desencadeou na inflexão da célula snap-fit, encaminhando as roturas para as secções de transição dos banzos, em simultâneo com o agravamento das primeiras delaminações no modo acima descrito. Em pós-rotura, os banzos sofreram corte longitudinal naquelas secções, conduzindo a um pré-colapso do provete, vd. Fig. 4.80 (d).

Tal como nos casos anteriores, as roturas que foram identificadas na unidade *snap-fit* ocorreram na sua parte exterior, sem perda "aparente" da integridade das abas de encaixe e ligações adesivas, *vd*. Fig. 4.81. A par do referido comportamento das cavidades *snap-fit*, o monolitismo assegurado nas ligações associadas (adesivas) parece justificar os acréscimos de resistência e rigidez ao corte quantificados inicialmente.



*Figura 4.81*: Cavidade central de ligação *snap-fit* nos módulos do sistema *interligado*: (a) SPn.SF.2, (b) SPn.PU.2 e (c) SPn.EP.2.

Ao contrário do desempenho à compressão, pode concluir-se que as ligações *snap-fit* condicionaram significativamente o comportamento ao esforço de corte do sistema modular, que no caso *interligado* revelou importantes índices de ductilidade.

**b)** Módulos *híbridos* – o comportamento dos módulos híbridos – SPc.SI.# e SPc.EP.# pode ser analisado com base na leitura das Figuras 4.82 (a) e 4.83 (a), respectivamente. De forma a facilitar uma comparação relativa, os diagramas incluem as curvas correspondentes aos sistemas homólogos não preenchidos no núcleo. Analogamente às ilustrações anteriores, nas partes (b) das mesmas Figuras 4.82 e 4.83, mostram-se os correspondentes modos de rotura típicos (em sequência última). Relembre-se que os respectivos resultados experimentais e "teóricos" encontram-se enquadrados atrás na Tabela 4.9.





*Figura 4.82*: Série SPc.SI.# vs SPn.SI.#: (a) curvas  $F_s - \delta e$  curvas  $\tau - \gamma e$  (b) roturas últimas em sequência nos módulos (b.1) SPc.SI.1 e (b.2) SPc.SI.3.



*Figura 4.83*: Série SPc.EP.# vs SPn.EP.#: (a) curvas  $F_s - \delta e$  curvas  $\tau - \gamma$ , e (b) roturas últimas em sequência nos módulos (b.1) SPc.EP.1 e (b.2) SPc.EP.2.
As respostas em regime elástico linear e inelástico, até uma dada carga máxima, foram sensivelmente consistentes com os comportamentos observados nos sistemas standard (núcleo vazio), bem como os respectivos modos de rotura desenvolvidos (incluindo as configurações deformadas laterais). Porém, uma vez mais, é possível constatar a melhoria bastante significativa das propriedades mecânicas dos sistemas por efeito de hibridização do núcleo com espuma (Pu). Neste caso, aquelas melhorias foram mais expressivas nos sistemas simples (de propriedades menores na variante standard), ao contrário do registado no ensaio à compressão. Em ambas as tipologias modulares, os aumentos da capacidade resistente foram superiores ao da rigidez, respectivamente: 174% e 125% nos módulos simples (.SI) e 104% e 66% nos módulos interligados (.EP). Também se depreende uma relação directamente proporcional entre aquelas duas propriedades no que se refere à melhoria do desempenho nos dois sistemas (*i.e.*, proporcionalidade entre rácios de aumento de resistência e de rigidez). Os níveis avaliados são relativamente concordantes com os obtidos no ensaio à flexão, sendo no entanto de destacar o nível de resistência atingido nos módulos simples (SPc.SI.#) - 2,8 vezes superior à capacidade do mesmo sistema na variante standard (SPn.SI.#). Este aumento correspondeu à melhoria mais significativa que foi quantificada na globalidade dos 3 ensaios. Para além disso, importa destacar a boa consistência dos resultados daquela última série (cv. 3–6%).

A influência que a espuma exerceu no comportamento ao corte dos sistemas parece ser bastante próxima do mesmo efeito provocado nos sistemas submetidos à flexão. A hibridização terá sido responsável por modificar o sistema celular original ("confinamento" das paredes laminadas), de tal forma que permitiu assegurar um maior nível de transmissão de esforços entre banzos do painel, o que significa um grau de interacção "parcial" mais elevado na secção sujeita a esforço de corte. Para além da maior capacidade de resistência e rigidez, esta situação parece ter sido condicionante nas roturas mais súbitas no material dos nós, igualmente ao nível das secções anteriormente referidas para cada sistema. Neste contexto, compreende-se uma ductilidade bastante menor nos módulos *interligados híbridos* em comparação à dos módulos *standard* (redução *ca.* 50%), tendo-se mantido igualmente nos correspondentes módulos *simples* modos de rotura pouco dúcteis (segundo índices similares nas duas variantes).

c) Registos extensométricos – a análise do comportamento dos sistemas é ainda complementada em termos de deformação, recorrendo às extensões e aos deslocamentos relativos axiais registados, respectivamente, por via dos extensómetros ( $\varepsilon$ ) e dos transdutores ómega ( $\Omega$ ). No Anexo C.2 pode ser consultada a totalidade desses registos, separadamente e por série, em relação directa com a força de corte aplicada, *vd*. Figs. C.24 a C.29 – (a) extensões axiais e (b) deslocamentos axiais. Em termos de apresentação gráfica, é possível efectuar uma correspondência com os diagramas de comportamento apresentados para as várias séries / sistemas. Nas Figuras 4.84 a 4.87 mostram-se registos individuais para a dupla dos sistemas *simples* e *interligado* com adesivo EP, nas variantes *standard* e *híbrida*, tal como

procedido na análise<sup>1</sup> dos sistemas à compressão. Nos diagramas<sup>2</sup> sobrepõem-se as extensões directas da extensometria ( $\mathcal{E}_{\varepsilon}$ ) e as convertidas dos transdutores ( $\mathcal{E}_{\Omega}$ ), relacionadas com uma estimativa da tensão axial ( $\sigma$ ) e a correspondente força axial excêntrica ( $F_s$ ). A tensão corresponde à tensão média instalada nos banzos na secção do provete associada à instrumentação, cf. Fig. 4.58, assumindo uma interacção de corte total entre banzos. Nesse sentido, admitiu-se no cálculo uma área nominal de acordo com a zona corrente ou de snap-fit dos banzos, respectivamente, nos módulos simples e interligados (2×200×4 ou ×5 mm<sup>2</sup>).



*Figura* 4.84: Curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo SPn.SI.3. *Figura* 4.85: Curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo SPn.SI.2.





*Figura* 4.86: Curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo SPc.SI.3. *Figura* 4.87: Curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  no módulo SPc.EP.3.

Os pares de extensões longitudinais ( $\mathcal{E}_{L}$ ) apresentaram um andamento sempre em compressão, durante a fase inicial do comportamento linear dos sistemas, ao contrário da evolução da dupla dos deslocamentos relativos ( $\Omega$ ) em que nem sempre foi verificada tal situação. As excepções verificadas (SPn.PU.2 e SPc.SI.2-3) deveram-se à disposição em correspondência entre o lado dos bordos de contacto e a dispo-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> NOTA: análise dos sistemas à compressão segundo um maior número de registos extensométricos que nos sistemas ao corte.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Convenção de sinais nos diagramas: + tracção / - compressão.

sição dos transdutores nas juntas, associada à tendência de rotação da unidade *snap-fit* (de acordo com os bordos apoiados). Em todos os restantes casos, foi seguida uma disposição contrária, o que conduziu sempre a deformações relativas em compressão.

No regime elástico linear, enquanto as deformações nos banzos dos módulos *interligados* indicaram um andamento relativamente próximo entre si, nos módulos *simples* foi notório um maior afastamento entre as deformações registados nas faces dos banzos a meia altura. Esta situação demonstra uma distribuição da carga axial mais assimétrica nos sistemas não restringidos pela célula central *snap-fit*. Devido a este maior diferencial, pode associar-se uma transferência de esforço rasante entre banzos mais condiciona-da por efeito de Vierendeel nos sistemas *simples* que *interligados* em que, além das forças de compressão envolvidas naquele mecanismo, também foram instaladas forças de corte e momentos flector locais nas paredes dos banzos. Tal facto parece resultar num comportamento de pórtico (tubular) mais uniforme ao longo de toda a altura dos sistemas *simples* face ao comportamento dos *interligados*, influenciado a meia altura pelo ponto de restrição – inflexão da célula *snap-fit*, que iniciou a sua rotação pós-regime linear. Face à ductilidade registada, neste último caso, pode também associar-se um mecanismo de transmissão de esforços similar à resultante da hiperestaticidade dos sistemas *simples*, embora segundo um comprimento de influência ao corte reduzido a metade da altura do módulo.

Em resultado das relações entre as tensões estimadas e as deformações experimentais (rigidez axial), importa destacar a diferença entre a ordem de grandeza das leituras das deformações dos extensómetros ( $\varepsilon_e$ ) e das obtidas por via dos transdutores ( $\varepsilon_{\Omega}$ ), sobretudo nos provetes *interligados*, sendo somente razoável referenciá-las numa mesma escala no caso dos provetes *simples*. Deste aspecto, uma vez mais, percebe-se a influência que as juntas de ligação exercem na redução de uma rigidez axial "localizada" ao nível do material banzos. Porém, estas não são condicionantes numa afectação do género em termos de rigidez global ao corte no plano dos sistemas (*inc*. módulo de distorção), como a seguir se demonstra.

d) Propriedades de rigidez – no seguimento da análise anterior, baseada nas duas respostas que foram registadas ao nível dos banzos, segundo a direcção axial do carregamento, obtiveram-se os respectivos módulos de elasticidade à compressão transversal no regime elástico linear: (i) módulo do material laminado do banzo –  $E_{\varepsilon}$  (obtido dos extensómetros  $\varepsilon_{L,l}/\varepsilon_{L,2}$ ) e (ii) módulo da junta *snap-fit* –  $E_{\Omega}$  (obtido dos transdutores  $\Omega_l/\Omega_2$ ), *vd*. Tabela 4.10. Tal como efectuado nos registos à compressão, o primeiro módulo foi avaliado a partir do declive da parte linear das respectivas curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon}$ , num intervalo compreendido entre 0,35% e 0,60%. O segundo foi estimado da mesma maneira, utilizando as curvas  $\sigma - \varepsilon_{\Omega}$ , mas num domínio de deformação correspondente ao intervalo de tensões associado à regressão linear das componentes de rigidez global. Um terceiro módulo de elasticidade –  $E_l$  (módulo médio local) é apresentado na mesma Tabela 4.10. Este foi fixado com base nos dois anteriores ( $E_{\varepsilon} \in E_{\Omega}$ ), constituindo um valor médio ponderado, em função dos comprimentos de influência (90–80 mm e 50 mm) no respectivo tipo de sis-

tema modular, associados à instrumentação. Para cada uma das séries, os módulos indicados na Tabela 4.10 referem-se aos pares, sendo cada valor associado a uma face dos banzos do sistema em causa.

De maior interesse no âmbito da caracterização do painel no plano, a rigidez de corte é também indicada na Tabela 4.10 em termos da componente global  $(G.A)_{s,T}$ , relacionada directamente com a anterior parcela de rigidez,  $K_{s,T}$  e a espessura do provete, h. A par são indicados os respectivos valores do módulo de distorção (global) do painel no plano transversal –  $\hat{G}$ , obtidos das curvas do comportamento  $F_s - \delta_v$  ou  $\tau_T - \gamma_T$ . Estes são concordantes com as parcelas de rigidez determinadas, em virtude de se terem relacionado com o mesmo troço linear seleccionado nas curvas experimentais ( $\Delta \delta_v = 0.75 \text{ mm} - \Delta \gamma_T = 0.01$ ). Os módulos  $\hat{G}$  estimados no plano transversal do painel (1,4–2,2 MPa, variante *standard*) são bastante reduzidos quando comparados à ordem de grandeza típica dos módulos de distorção do material pultrudido ou de elementos em flexão na direcção longitudinal (3,0–4,0 GPa) [4.7,4.36]. Uma proporção de  $1/10^3$  demonstra a influência significativa que a geometria tubular da secção multicelular representa na reduzida rigidez de corte do painel submetido a esforço rasante no seu plano e direcção transversal.

	Corte	Rigidez global	Módulo sistema	na Módulos de elasticidade (2		e (2 faces)
Série   Provete		( <b>G.A</b> ) <sub>s,T</sub> [kN/m]	Ĝ [MPa]	E <sub>ε</sub> – banzo [GPa]	<b>E<sub>Ω</sub> – junta</b> [GPa]	E <mark>ı – local</mark> [GPa]
ples	SPn.SI.#	399 ± 03%	$1,35\pm03\%$	7,0-14,2 (1)	1,4 – 3,7 <sup>(1)</sup>	5,0-10,5
Sim	SPc.SI.#	894 ± 03%	$3,03\pm03\%$	8,1 – 16,0	1,2 – 10,2	5,6 – 13,9
	SPn.SF.#	$420\pm10\%$	$1{,}51\pm10\%$	5,6-6,0 <sup>(1)</sup>	0,2-0,6	3,5 - 3,9
igado	SPn.PU.#	620 ± 11%	$2,\!23\pm11\%$	8,4-9,0 <sup>(1)</sup>	0,3 - 0,3	5,3-5,7
Interl	SPn.EP.#	521 ± 13%	1,86±13%	5,8-6,1	0,2-0,2	3,6-3,8
	SPc.EP.#	862 ± 18%	3,06 ± 18%	s/r [7,4]	0,3 - 0,5	4,7

*Tabela 4.10*: Rigidez de corte, módulos de distorção e de elasticidade no plano dos sistemas (média  $\pm cv$ .).

<sup>(1)</sup> registo de um módulo
 (nas restantes séries foram admitidos dois registos)
 s/r – série sem registo (valor extrapolado).
 NOTA: módulos de elasticidade 100% superiores

se desprezada a interacção de corte entre banzos.

 $\hat{G} \equiv G_{,T}$  – módulo de distorção do painel no plano transversal

 $<sup>(</sup>E_l - módulo de elasticidade "local", médio ponderado$  $dos módulos <math>E_{\epsilon} e E_{\Omega}$ , de acordo com o comprimento de influência nos sistemas: 90–80 mm e 50 mm).

Uma vez mais, não será plausível que o efeito de hibridização dos sistemas *simples* (.SI) e *interligados* (.EP), resultante num aumento médio para o dobro dos módulos  $\hat{G}$ , se deva a uma contribuição directa do módulo de distorção da espuma nos valores daqueles módulos globais. Tal acréscimo deveu-se a um comportamento menos flexível das almas ligadas entre banzos, por "confinamento" da espuma no interior do núcleo, consequente numa transmissão de cargas mais rígida por flexão transversal das paredes da secção.

Ainda que de uma forma indirecta, os módulos de elasticidade  $E_{\varepsilon} e E_{\Omega}$  permitem quantificar os efeitos diferenciados entre os mecanismos de transferência de esforços na secção dos módulos *simples* e dos *interligados*, conforme discutido anteriormente em termos qualitativos pelas divergências das curvas  $\sigma - \varepsilon_{\varepsilon} / \varepsilon_{\Omega}$  nas faces opostas dos provetes. É possível perceber uma clara diferença entre os vários módulos nas faces dos provetes *simples* (variação média do dobro), face à proximidade entre os estimados nos provetes *interligados*. Deste facto sai corroborada a hipótese do esforço de corte e da flexão transversal serem mais condicionantes no mecanismo de transferência de cargas nos sistemas *simples* que nos *interligados*, consequente em deformações nos banzos mais assimétricas (*i.e.*, ou por módulos de elasticidade ou forças axiais de compressão, consoante a abordagem). Importa sublinhar a reduzida rigidez local aferida sobre as linhas de junta *snap-fît*, segundo módulos muito inferiores aos valores estimados no material em secções próximas. Faz-se notar ainda para a consistência, entre séries, da variabilidade dos módulos de elasticidade "local"  $E_l$  e de distorção "global"  $\hat{G}$ , em resultado da correspondência entre as respostas nos laminados dos banzos e no painel celular (no seu todo).

As propriedades ao corte no plano do painel são igualmente resumidas mais à frente nas análises conjuntas das várias caracterizações descritas nesta secção, sob idealização de um comportamento constitutivo "modelo" – §4.3.3. Este é ajustado dos resultados experimentais mais característicos, no âmbito do sistema híbrido da ponte pedonal, com base num valor médio global fixado para o módulo  $\hat{G}$ .

#### 4.3.3 SIMULAÇÃO NUMÉRICA E RESUMO DOS COMPORTAMENTOS NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL

Esta última subsecção pretende resumir o comportamento do painel no seu plano e direcção transversal (flexão, compressão e corte), decorrente das caracterizações experimentais realizadas. No §4.3.3.1 são apresentados os modelos numéricos desenvolvidos para cada sistema modular correspondente a uma solicitação distinta, na ordem do vão *singular* e tipologia *simples*. De modo a verificar a rigidez experimental dos sistemas modulares analisados, no §4.3.3.2 é efectuada uma análise comparativa com os resultados numéricos (análises linear e de estabilidade), incluindo estimativas analíticas. Por fim, no §4.3.3.3 são fixados os valores médios das propriedades mecânicas de resistência e de rigidez para cada solicitação, a par de uma descrição do respectivo comportamento característico, também este estabelecido com base em modelos constitutivos *tipo*, idealizados por curvas *Tensão – Extensão*.

#### 4.3.3.1 Modelações numéricas

À semelhança da simulação desenvolvida no **Capítulo 3** (painel individual), recorreu-se ao *software* ABAQUS<sup>®</sup> **[4.37]** para a modelação numérica dos sistemas multicelulares. Uma vez mais, foram utilizados elementos finitos de casca de 4 nós com integração reduzida – *shell element* S4R. O sistema de unidades utilizado na modelação incluiu as unidades de força – F(N), comprimento – L (mm) e tempo t (seg.).

Os 3 tipos de sistemas modulares ensaiados na configuração *singular simples* (FTn.SI – flexão, CPn.SI – compressão e SPn.SI – corte) foram modelados segundo a mesma discretização adoptada para a secção do painel *standard*, função da espessura variável das paredes laminadas (entre 4 a 6 mm). Na Figura 4.88 podem ser relembradas as dimensões dos elementos nas secções transversais, relativamente às malhas dos módulos celulares referidos (dimensão mínima de 10,50 mm e máxima de 17,75 mm). Manteve-se igual coerência na definição quer dos eixos locais dos elementos de casca quer dos eixos globais das secções.



*Figura 4.88:* Discretização das malhas das secções dos módulos celulares de ensaio: (a) FTn.SI – flexão, (b) CPn.SI – compressão e (c) SPn.SI – corte.

Em relação à direcção longitudinal, os elementos de casca foram reduzidos para metade no seu comprimento (de 20 mm para 10 mm) face à correspondente dimensão na malha do painel de *referência*, modelado com um comprimento total de 2.500 mm. Nesse sentido, para uma largura de apoio de 200 mm, idêntica em todos os módulos celulares, a totalidade dos elementos foi gerada longitudinalmente pela repetição em 20 incrementos dos nós definidos para as respectivas secções iniciais. Faz-se notar que em relação à malha do painel de *referência*, estas últimas malhas são caracterizadas por uma maior proximidade entre a largura e o comprimento do elemento finito. Na Tabela 4.11 encontram-se resumidos os números de nós, de elementos (*shells*) e de graus de liberdade (GL) para cada sistema celular modelado.

Tabela 4.11: Definição das malhas (nós, shells e GL) estabelecidas na modelação dos sistemas modulares.

Sistema	Secção	Incremento	Secção	Incremento		Total	
modular	inicial – nós	inicial – <i>shells</i>	final – nós	final – <i>shells</i>	nós	shells	GL
FTn.SI	1 – 168	1 – 174	3.361 - 3.528	3.307 - 3.480	3.528	3.480	21.168
CPn.SI	1 - 74	1 – 76	1.481 – 1.554	1.445 - 1.520	1.554	1.520	9.324
SPn.SI	1 - 70	1 – 72	1.401 - 1.470	1.369 – 1.440	1.470	1.440	8.820

Na Figura 4.89 representam-se os modelos integrais dos sistemas modulares submetidos (a) à flexão, (b) à compressão e (c) ao corte, com indicação dos respectivos sistemas de carregamento e de apoios. Estes sistemas foram simulados de acordo com as condições impostas em cada ensaio.

No modelo de flexão transversal (FTn.SI) foram consideradas 2 secções de apoio articulado (um fixo e outro móvel)<sup>1</sup>, mantendo o vão de ensaio em 630 mm. O carregamento aplicado correspondeu ao modo de flexão a 4P, segundo 2 linhas seccionais equidistantes no vão, afastadas entre si de uma distância (249 mm) muito próxima da imposta no ensaio (255 mm)<sup>2</sup>. O carregamento consistiu na aplicação de um conjunto de "forças nodais", estaticamente equivalentes à carga total aplicada, sendo esta distribuída naquelas 2 linhas sobre os nós "intermédios" do banzo superior logo a seguir aos nós "naturais" correspondentes às uniões banzo-alma (*i.e.*, forças distribuídas ao longo de 21 nós por linha seccional), *vd*. Fig. 4.89 (a).



*Figura 4.89:* Geometria das malhas dos sistemas modulares, incluindo modelação dos carregamentos e dos apoios: (a) FTn.SI – flexão, (b) CPn.SI – compressão e (c) SPn.SI – corte.

Em relação ao modelo de compressão no plano (CPn.SI), foram utilizados elementos tridimensionais rígidos nas secções de apoio – *rigid element* R3D3. De forma a reproduzir as condições de ensaio, em cada uma dessas extremidades, o conjunto de elementos foi definido como corpo rígido (*i.e.*, sem deslocamentos relativos entre os pontos de cada secção), tendo os respectivos nós centrais como referência. Enquanto na secção de topo foram restringidas todas as translações, na secção de base foram restringidos os deslocamentos segundo os eixos X e Z no respectivo nó central. Neste nó foi modelado o carregamento através da aplicação de uma força de compressão na direcção axial (eixo Y), *vd.* Fig. 4.89 (b).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Apoio fixo – 6 GL restringidos, com excepção da rotação em torno do eixo X.

Apoio móvel – 4 GL restringidos e 2 GL desimpedidos nos nós (deslocamento segundo o eixo Y e rotação em torno do eixo X).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Distâncias não (exactamente) coincidentes por razões inerentes à malha seleccionada, função da geometria celular da secção.

Na modelação do sistema submetido ao corte no plano (SPn.SI), os apoios foram simulados directamente em todos os nós das abas extremas de contacto. De igual modo, enquanto na aba do banzo de topo foram impedidas as 3 translações, na aba inferior a translação axial segundo a direcção Y ficou livre (em ambos os casos, aplicável em todos os nós extremos). Tanto neste sistema como no anterior, as rotações foram todas impedidas<sup>1</sup>. O carregamento foi modelado por um conjunto de forças "nodais" aplicadas na direcção do eixo Y e nos nós da aba de base, *vd*. Fig. 4.89 (c).

Como referido, apenas se pretendeu efectuar uma análise numérica dos modelos ensaiados na sua variante *simples*, com o objectivo principal de avaliar a rigidez global dos sistemas celulares em estudo. Para o efeito, o conjunto dos 3 modelos foi submetido a uma análise estática linear de tensões / deformações (\**STATIC*), para um nível de carga correspondente a um limite de força registado experimentalmente: (i) limite máximo no ensaio à compressão –  $F_{c,máx}$  e (ii) limite elástico de proporcionalidade no ensaio à flexão –  $F_{el}$  e ao corte –  $F_{s,el}$ . Nos modelos carregados axialmente e ao corte no plano, o estudo numérico foi ainda complementado por uma análise linear de estabilidade (\**BUCKLE*), com o objectivo de avaliar a ocorrência de modos de instabilidade condicionantes e obter as respectivas cargas críticas. Na Tabela 4.12 encontram-se resumidas as condições estabelecidas para o carregamento em cada sistema.

Model	os Flexão	Compressão	Corte			
Carregamento	FTn.SI	CPn.SI	SPn.SI			
Localização	0,3 <i>.L</i> e 0,7 <i>.L</i>	secção de base	secção de base			
Linhas / pontos seccionai	<b>s</b> 2 linhas	1 ponto	1 linha			
Número de nós	$2 \times 21$	1	21			
Carga total [N]	$F_{el} = 2.026$	$F_{c,máx} = 28.878$	$F_{s,el} = 2.733$			
Carga por nó [N]	48	28.878	130			
Constantes elásticas						
$\mathbf{E_1} = 28,7 \times 10^3 \text{ GPa}$ $\mathbf{E_2} = 10,1 \times 10^3 \text{ GPa}$ $\mathbf{G_{12}} = \mathbf{G_{13}} = \mathbf{G_{23}} = 2,8 \times 10^3 \text{ GPa}$ $\mathbf{v_{12}} = 0,30$						

*Tabela 4.12*: Definição do carregamento e das propriedades de rigidez do material pultrudido na modelação do comportamento dos sistemas modulares ensaiados à flexão transversal, à compressão e ao corte no plano.

Valores experimentais das forças:  $F_{el}$  – Tabela 4.5.  $F_{c,máx}$  – Tabela 4.7.  $F_{s,el}$  – Tabela 4.9.

Também na Tabela 4.12 podem ser consultados os valores assumidos para as constantes elásticas do material pultrudido, definido por uma secção com uma só camada ortotrópica com comportamento elástico (3 pontos de integração ao longo da espessura das camadas de 4, 5 e 6 mm). Faz-se notar que

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> A libertação da rotação em torno do eixo longitudinal (X) não representou alterações com significado no deslocamento vertical relativo em ambos os modelos, nem nos valores das cargas críticas de instabilidade no modelo de compressão.

estas constantes correspondem às propriedades adoptadas no material de GFRP nas demais modelações numéricas efectuadas ao longo da tese (*cf. §3.2.2* do **Capítulo 3**).

### 4.3.3.2 Verificação da rigidez transversal do painel e do grau de interacção do núcleo

Antes de se serem estabelecidas as propriedades mecânicas transversais e no plano do sistema multicelular, os níveis de rigidez elástica avaliados experimentalmente foram comparados com as correspondentes parcelas dos modelos numéricos analisados no regime linear, juntamente com estimativas analíticas nos casos de flexão e compressão. As parcelas experimentais da rigidez global –  $K_{f,T}$ ,  $K_{c,T}$ ,  $K_{s,T}$  (kN/m/m) correspondem às obtidas na região linear das respectivas curvas  $F - \delta$ ,  $F_c - \delta_v \in F_s - \delta_v$ , *cf*. Figs. 4.27 (a), 4.60 (a) e 4.72 (a). As correspondentes componentes associadas às constantes elásticas (*E*, *G*) foram derivadas das teorias de flexão, corte e axial (1ª ordem). A Tabela 4.13 resume o estudo comparativo da rigidez do sistema *singular simples*, por metro de largura / profundidade de painel, para cada tipo de solicitação.

Tabela 4.13: Comparativo entre a rigidez experimental, numérica e analítica (flexão, compressão e corte).

RIGIDEZ		Experimental	Numérico		Analítico			
Flexão	K <sub>f,T</sub>	[kN/m/m]	1.180	1.288	[0007]]	998	[1 <b>5</b> 07]	
	(E.I) <sub>f,T</sub>	[kN.m <sup>2</sup> /m]	4.841×10 <sup>-3</sup>	5.035×10 <sup>-3</sup>	[09%]	<sup>§</sup> 4.092×10 <sup>-3</sup>	[13%]	
Compressão	K <sub>c,T</sub>	[kN/m/m]	209×10 <sup>3</sup>	305×10 <sup>3</sup>	[460]]	296×10 <sup>3</sup>	[44%]	
	(E.A) <sub>c,T</sub>	[kN/m]	64×10 <sup>3</sup>	94×10 <sup>3</sup>	[46%]	92×10 <sup>3</sup>		
te	K <sub>s,T</sub>	[kN/m/m]	5.311	5.569	[0 <b>5</b> <i>0</i> ] ]			
Coi	(G.A) <sub>s,T</sub>	[kN/m]	399	418	[03%]	_		

**NOTA**: estimativas analíticas admitindo  $E_T = E_{22} = 10,1$  GPa (constante material experimental). [%] variação ou erro em relação ao correspondente valor experimental.

$${}^{\$}D_{22} = \frac{D'_{22} \cdot [G \cdot A_s] \cdot (B - t_w)^2}{[G \cdot A_s] \cdot (B - t_w)^2 + 18 \cdot D'_{22}}; \text{ com}$$

$$D'_{22} = E_T \cdot i_{xx} = 58 \text{ kN.m}^2 / m$$

$$i_{xx} = \frac{(2 \cdot t_F) \cdot d^2}{4} + \frac{(2 \cdot t_F)^3}{12} = 5.715.807 \text{ mm}^2 / mm$$

$$[G \cdot A_s] = \frac{2 \cdot E_T \cdot (2 \cdot t_w)^3 \cdot t_F^3 \cdot h}{b \cdot d \cdot [d \cdot t_F^3 + h \cdot (2 \cdot t_w)^3]} = 161 \text{ kN} / m$$

Parâmetros geométricos: (designações correntes) B = 705 mm; b = 90 mm h = 75,0 mm; d = 70,5 mm $t_F = 4,5 mm; t_W = 4,5/2 mm$ 

(espessuras médias ponderadas no sistema modular *simples*. Espessura da alma reduzida a metade por equivalência do módulo a uma associação tubular de 7 células em série)

Faz-se notar que, na Tabela 4.13, o valor analítico da parcela de flexão ( $D_{22}$ ) foi estimado com base no modelo de placa ortotrópica equivalente, cuja formulação foi descrita no **Capítulo 3**, *cf. §3.3.1* (p. 3.65). O cálculo associado encontra-se resumido na nota de rodapé da mesma Tabela 4.13.

Em relação ao modelo de flexão, os resultados são bastantes concordantes entre si, *vd*. Tabela 4.13. A diferença relativa entre a rigidez determinada numericamente e a obtida do ensaio apresentou um valor relativamente reduzido (9%), o que indica uma simulação consistente do comportamento linear do modelo numérico desenvolvido. A proximidade do valor analítico face à rigidez experimental permite assegurar uma modelação razoável da rigidez de flexão do painel na direcção transversal, com base num comportamento conjunto de perfis tubulares (7 células associadas em "série") e admitindo o efeito de distorção por corte da secção celular (parâmetro  $G.A_s$ ). A diferença de 15% pode estar associada ao facto da componente modelada não incluir os efeitos geométricos e mecânicos das paredes relativas às abas de extremidade do módulo, ao contrário da sua consideração no ensaio e no modelo numérico do respectivo sistema modular. Não obstante, pode indicar-se a viabilidade de aplicação do Método da Equivalência Elástica (MEE) na modelação das propriedades de rigidez ( $D_{22}$ , incluindo  $D_{11}$ ) do painel de laje multicelular em estudo, subjacentes às formulações clássicas propostas para secções de pontes em caixão **[4.38]**.

No modelo de compressão, as variações de rigidez aferidas em relação ao registo experimental apresentaram uma ordem de grandeza significativa (44–46%), *vd*. Tabela 4.13, o que reforça os reduzidos níveis de rigidez global identificados anteriormente por via experimental ( $E_g$ )<sup>1</sup>. Esta situação corrobora a hipótese remetida sobre a causa de um comportamento axial ( $F_c - \delta_h$ ) demasiado flexível no sistema modular comprimido – esmagamento inicial do material e ajuste dos bordos de contacto nas chapas de apoio [4.39]. Para além disso, a análise linear de estabilidade realizada também sobre este modelo indicou um valor numérico para a carga crítica de 26,5 kN – 8% inferior à força última obtida do respectivo ensaio (CPn.SI.# –  $F_{c,mdx} = 28,9$  kN, *cf*. Tabela 4.7). Deste modo, a iniciação das roturas registadas na generalidade dos provetes (85–90%. $F_{c,mdx}$ ) parece provar a ocorrência da instabilidade global dos sistemas, tal como pode observar-se nas figuras adiante pelo modo da configuração deformada do sistema em causa, *vd*. Fig. 4.91 (b). Como anotado, aquele fenómeno desenvolveu-se de forma mais ou menos acentuada entre os vários provetes ensaiados, sendo consequente num comportamento linear mais ou menos variável, até à rotura por instabilidade global. Neste aspecto, pode também em parte justificar-se a rigidez global anormalmente reduzida dos sistemas modulares, levando a que esta não fosse tida em conta na avaliação do módulo de elasticidade à compressão transversal no plano ( $\hat{E}$ ).

As parcelas referentes à rigidez global do modelo de corte conferiram aos resultados expostos a maior consistência entre os valores experimentais e os avaliados por via numérica (diferença relativa de 5%). Neste modelo foi também desenvolvida uma análise linear de estabilidade, que indicou uma carga crítica bastante superior ao limite elástico da força de corte (10 vezes superior), *vd*. Fig. 4.92 (b). Deste ponto de análise, percebe-se que as deformadas observadas nos provetes durante o regime não linear, numa configuração de encurvadura lateral, foram consequentes das primeiras roturas ocorridas nos nós banzo-alma, ao contrário do fenómeno de instabilidade decorrente no ensaio de compressão.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Excluindo a rigidez "local" por leitura dos extensómetros  $(E_{\varepsilon})$  e dos transdutores ómegas  $(E_{\Omega})$ .

A rigidez de corte no plano obtida do ensaio em questão pode ser confrontada com a correspondente no modo de solicitação em flexão transversal. Embora sem registos experimentais suficientes para o efeito, esse cálculo foi baseado nos valores dos deslocamentos obtidos numericamente nas secções de meio vão ( $\delta_{L/2}$ ) e de aplicação das cargas do modelo ( $\delta_{le}$ ) – Eqs. (4.6)<sup>1</sup>. Tendo em conta o estado de flexão pura (4*PB*) entre pontos de carga, o diferencial daqueles deslocamentos permite obter separadamente a rigidez transversal de flexão e de corte "efectivas", em função do nível de carga *F* ( $F_{el}$  = 2,0 kN), cujas componentes tomam os seguintes valores: (*E.I*)<sub>ef</sub> = 7.325×10<sup>-3</sup> kN.m2/m e (*G.A<sub>S</sub>*)<sub>ef</sub> = 368 kN/m.

Deslocamento a meio vão ...... 
$$\delta_{(L/2)} = \frac{F \cdot l_e}{48 \cdot (E.I)_{ef}} \cdot (3 \cdot L^2 - 4 \cdot l_e^2) + \frac{F \cdot l_e}{2 \cdot (G.A_s)_{ef}} = 8,25 \, mm$$
 (4.6-a)

 $Deslocamento no ponto de carga... \delta_{(le)} = \frac{F \cdot l_e}{48 \cdot (E.I)_{ef}} \cdot (12 \cdot L \cdot l_e - 16 \cdot l_e^{-2}) + \frac{F \cdot l_e}{2 \cdot (G.A_S)_{ef}} = 7,20 mm (4.6-b)$ 

Verifica-se uma boa concordância entre a componente de corte "efectiva" do modelo de flexão e a obtida no ensaio e modelo numérico ao corte no plano, segundo uma variação média de 10%, *cf*. Tabela 4.13. Em relação à componente de flexão, pode quantificar-se uma influência do corte na deformabilidade total de 34%, tomando em consideração a parcela "aparente" obtida do ensaio à flexão, (*E.I*)<sub>*f*,*T*</sub>, *cf*. Tabela 4.13.

A ordem comparativa entre a rigidez experimental e numérica resumida na Tabela 4.13 permite atestar, de uma maneira geral, a validade do conjunto de ensaios realizados. A excepção recai no ensaio à compressão, sobretudo no que respeita à avaliação precisa da rigidez global dos sistemas, pelas razões anteriormente mencionadas. Como é frequente neste tipo de ensaio axial, os procedimentos experimentais e a geometria dos provetes podem causar registos mais desviados comparativamente aos envolvidos noutras formas de carregamento.

Por último, com base na rigidez do modelo de corte, procurou-se também avaliar o grau de interacção de corte do núcleo celular (entre banzos do painel), de modo a compará-lo com a estimativa obtida do ensaio de flexão ( $\eta$ , relação entre a rigidez "aparente" e a "nominal"). Para tal, aplicou-se o método previsto na **EN 1995-1-1:2002 [4.40]** para a análise elástica de secções de vigas compostas (ou mistas) com interacção de corte parcial. Uma vez que o método foi adoptado sobretudo no âmbito da análise e verificação da segurança da *ponte pedonal compósita*, a sua formulação de base pode ser consultada no Anexo E.2.1 relativo ao **Capítulo 6**. Atendendo às hipóteses subjacentes, o método permite determinar directamente a rigidez adimensional da conexão de corte ( $\gamma$ ) entre duas secções transversais (áreas  $-A_1$ ,  $A_2$  e módulos de compressão  $-E_1$ ,  $E_2$ ), ligadas entre si ao longo de um dado vão de viga (L), de forma discreta por meio de conectores, pregos (ou outros) igualmente afastados entre si (s) e com uma deter-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Parâmetros geométricos do modelo de flexão: L – comprimento do vão e  $l_e$  – dimensão do tramo exterior, cf. Fig. 4.17.

minada rigidez ao deslizamento (*K*). Assumindo que a última propriedade pode ser representada pela rigidez das almas –  $K_{s,T}$  (*inc.* ligações banzo-alma), segundo esforço de corte no plano do painel, a Eq. (4.7) traduz a aplicação da formulação ao elemento de viga em estudo, que no caso foi considerado o sistema *singular simples* – FTn.SI, *vd.* Fig. 4.90,

Rigidez da conexão entre banzos do painel ...... 
$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_1 \cdot A_1 \cdot s}{K \cdot L^2}} = 1,4\%$$
 (4.7)

em que,

- $E_1$  módulo de elasticidade dos banzos do painel secção 1 ( $E_{c,T}$  = 10.100 MPa)<sup>1</sup>;
- $A_1$  área da secção transversal dos banzos do painel secção 1  $(p.t_F = 906 \text{ mm}^2)^2$ ;
- s espaçamento entre "conectores" (b = 90 mm, afastamento entre almas da secção);
- *K* rigidez dos "conectores" ( $K_{s,T} = 5.569 \text{ kN/m/m} \equiv 279 \text{ N/mm por alma})^3$ ;
- L vão do painel em flexão na direcção transversal (L = 630 mm).



*Figura 4.90:* Modelo de flexão (FTn.SI) para avaliação da interacção de corte com base no modelo de corte (SPn.SI), incluindo secção equivalente para interacção de corte parcial (dimensões em *mm*).

O valor quantificado através da Eq. (4.7) revela um grau de interacção de corte no painel em flexão substancialmente reduzido, inferior ao nível estimado na série de ensaio FTn.SI.# ( $\eta = 4,1\%$ , *cf*. Tabela 4.5). O motivo para uma redução de 4,1% para 1,4% pode dever-se à diferença entre os modos de flexão experimental (4*PB*) e analítico associado à formulação (carga uniformemente distribuída aproximada por funções sinusoidais). Na aplicação da Eq. (4.7) considerou-se implicitamente o efeito da deformabilidade das almas no troço central do painel (flexão pura), contribuindo para uma redução do nível de interacção de corte no núcleo celular. Além disso, aquela divergência pode ser também associada à forma como foi ava-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Módulo de elasticidade à compressão transversal do material laminado (caracterização em provetes, cf. §3.2.2 do Capítulo 3).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Espessura média ponderada do banzo no sistema modular *singular simples* ( $t_F = 4,53$  mm, similar ao sistema *interligado*).

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Admitindo o valor numérico da rigidez de corte, *cf*. Tabela 4.13.

liado o parâmetro  $\chi$  relacionada explicitamente com uma conexão discreta não representativa da conexão realista entre faces do painel (banzos) – definida por uma rigidez contínua, *K* ou por um módulo de distorção,  $\hat{G}$ . Nesse sentido, a formulação normativa poderá ser readaptada a fim de se relacionar com uma rigidez de corte (no plano) normalizada numa determinada largura de influência do painel (de forma a substituir a rigidez individual das almas de interligação dos banzos, afastadas de s). É, neste último contexto, que o método foi adaptado e aplicado na análise da secção mista do tabuleiro compósito da ponte pedonal.

# **4.3.3.3** Comportamentos "modelo" e resumo das propriedades mecânicas do painel: a) – c)

Considerando as bases de cálculo previstas nos Eurocódigos [4.41], também o dimensionamento de sistemas vigados de pontes com acção compósita de painéis multicelulares de GFRP deverá ser baseado nos valores característicos das propriedades mecânicas transversais e no plano daqueles sistemas de laje. Ao contrário do efectuado ao nível da caracterização mecânica do material, nesta fase de investigação, optou-se por não determinar as propriedades características do sistema celular, dado o número relativamente reduzido das amostras experimentais (máximo de 5 ensaios por série). Nesse sentido, foram assumidos os valores médios da resistência e rigidez obtidos experimentalmente, parcialmente validados com base nos resultados numéricos (rigidez).

Nas Figuras 4.91 (a) a 4.93 (a) representam-se os comportamentos constitutivos idealizados para cada tipo de solicitação, em termos de curvas *Tensão axial | tangencial – Extensão | Distorção*, quer na tipologia *simples* (.SI) quer *interligada* (.PU e .EP), sobrepostos com o comportamento "modelo" do painel. Este último pretendeu representar, o mais aproximadamente possível, o comportamento do painel de laje na direcção transversal, na sua configuração de interligado no plano (*snap–snap*), recorrendo ao adesivo EP, conforme proposta de aplicação no tabuleiro híbrido da ponte pedonal. Deste modo, os modelos assumidos para cada modo de solicitação resultaram de uma combinação dos comportamentos nas configurações *simples* (SI) e *interligado* (EP), ponderada em função das dimensões nominais do vão  $(L)^1$  e da altura total  $(H, H_u)^2$  do sistema modular em causa. Nas Figuras 4.91 (b) a 4.93 (b), mostram-se as configurações deformadas em deslocamento dos módulos para um nível de carga associado à solicitação submetida (*cf.* Tabela 4.13), a par do 1º modo de instabilidade nos modelos de compressão e de corte.

Para uma apreciação mais completa do comportamento do sistema celular, as várias distribuições de tensões ( $\sigma_{11}$ ,  $\sigma_{22}$  e  $\sigma_{12}$ ) resultantes da flexão, compressão e corte do módulo *singular simples* são apresentadas nas Figuras C.30 a C.32 do Anexo C.2, respectivamente, para diferentes níveis de carga: 2,0 kN, 28,9 kN e 2,7 kN. Estas distribuições de tensões permitem de, certa maneira, verificar os principais mecanismos de transmissão de esforços envolvidos em cada modo de carga sobre o sistema celular.

 $<sup>^{1}</sup>L = 630$  mm (sistema SI); L = 615 mm (sistemas PU e EP).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> H = 310 mm (sistema SI); H = 295 mm (sistemas PU e EP).  $H_u = 297$  mm (sistema SI);  $H_u = 282$  mm (sistemas PU e EP).



*Figura 4.91*: Modelos do comportamento à flexão – FTn.SI: (a) curvas  $\sigma_{tT} - \varepsilon_{tT}$  e

(b) configuração deformada ( $U_3 = U_Z$ , em *mm*, ampliada em 10.x), incluindo vista de pormenor superior.



*Figura 4.92*: Modelos do comportamento à compressão – CPn.SI: (a) curvas  $\sigma_{c,T} - \varepsilon_{c,T}$ ,



*Figura 4.93*: Modelos do comportamento ao corte – SPn.SI: (a) curvas  $\tau - \gamma$ ; (b.1) configuração deformada e do (b.2) 1º modo de instabilidade (U1 =  $U_Y$ , em *mm*, ampliadas em 40.x).

Na Tabela 4.14 resumem-se as propriedades mecânicas do painel, baseadas nos comportamentos "modelo" assumidos para cada tipo de solicitação e segundo os pressupostos acima referidos.

PROPRIEDADE MECÂNICA		Flexão	Compressão	Corte
Constantes elásticas		$\mathbf{E}_{\mathbf{f},\mathbf{T}} = 10,3 \text{ GPa}$	$\hat{\mathbf{E}} = 12,0 \text{ GPa}$	$\mathbf{\hat{G}} = 1,6$ MPa
Rigidez elástica <sup>(1)</sup>		$(E.I)_{f,T} = 4,66 \text{ kN}.\text{m}^2/\text{m}$	$(E.A)_{c,T} = 111 \times 10^3 \text{ kN/m}$	( <b>G.A</b> ) <sub>s,T</sub> = 458 kN/m
Resistância <sup>(1)</sup>	limite elástico	$R_{fel,T} = 9.3 \text{ kN/m}$ –		$\mathbf{R}_{sel,T} = 14 \text{ kN/m}$
Kesisteneiu	última	$\mathbf{R}_{\mathbf{fu},\mathbf{T}} = 12,1 \text{ kN/m}$	$\mathbf{R}_{\mathbf{cu},\mathbf{T}} = 157 \text{ kN/m}$	$\mathbf{R}_{su,T}$ = 20 kN/m
Tensão	limite elástico	$\sigma_{\text{fel},\text{T}} = 2,8 \text{ MPa}$	_	$\tau_{el,T} = 50 \text{ kPa}$
	rotura	$\sigma_{\text{fu},\text{T}} = 3,6 \text{ MPa}$	<b>σ</b> <sub>cu,T</sub> = 16,8 MPa	$\tau_{u,T} = 69 \text{ kPa}$
Tipo de rotura		dúctil ( $\mu$ = 2,0)	frágil	dúctil ( $\mu$ = 3,0)
Tensão Tipo de rotur	limite elástico rotura a	$σ_{fel,T}$ = 2,8 MPa $σ_{fu,T}$ = 3,6 MPa dúctil (μ = 2,0)	– <b>σ</b> <sub>cu,T</sub> = 16,8 MPa frágil	$\tau_{el,T} = 50 \text{ kPa}$ $\tau_{u,T} = 69 \text{ kPa}$ dúctil ( $\mu = 3,0$ )

Tabela 4.14: Resumo das propriedades médias do painel – flexão transversal, compressão e corte no plano.

<sup>(1)</sup> Rigidez e resistência por metro de largura do painel multicelular.

 $\mu$  – Índice de ductilidade.

Por fim, são resumidos os comportamentos característicos do painel para cada solicitação, em conformidade com as hipóteses assumidas nos respectivos modelos constitutivos idealizados – descritos nos digramas das Figuras 4.91 (a) a 4.93 (a), a par das propriedades mecânicas discriminadas na Tabela 4.14.

a) Flexão transversal – comportamento elasto-plástico bilinear, com rotura dúctil (índice  $\mu = 2,0$ ), para uma tensão axial limite elástico  $\sigma_{fel,T} = 2,8$  MPa e uma tensão na rotura  $\sigma_{fu,T} = 3,6$  MPa. Embora sob designações associadas ao esforço de flexão, os modelos constitutivos idealizados na forma apresentada ( $\sigma_{f,T} - \varepsilon_{f,T}$ ) representam o comportamento dos banzos associado a esforços axiais compressão/tracção<sup>1</sup>. Como tal, os níveis de tensão não podem ser directamente relacionados com as capacidades de resistência ( $R_{f,T}$ ) e de rigidez (E.I)<sub>*f,T*</sub> do painel segundo a teoria de flexão pura em elementos de barras. Estes últimos parâmetros, descritos na Tabela 4.14, foram fixados directamente dos registos experimentais. Importa reter que a tensão estimada para o limite elástico de proporcionalidade em força é bastante concordante com a avaliada no modelo numérico para aquele nível de carga (cf. Fig. C.30 do Anexo C.2). As extensões axiais no limite elástico foram obtidas recorrendo aos módulos de elasticidade estimados "localmente" no painel (ponderados dos módulos do banzo –  $E_{\varepsilon}$  e da junta –  $E_{SF}$ ), os quais foram bastante próximos nos vários sistemas modulares. Por este motivo, os modelos constitutivos apresentam relações entre a tensão e a extensão em regime elástico bastante concordantes entre si, embora em ter-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Tensões axiais estimadas com base no conceito de esforço axial, recorrendo ao binário de forças entre as linhas médias dos banzos estaticamente equivalente ao momento flector submetido no painel.

mos de rigidez de flexão "aparente" (*E.I*)<sub>*f*,*T*</sub> essa consistência entre sistemas seja menor. No modelo final resultou um módulo de elasticidade transversal  $E_{f,T} = 10,3$  GPa, não sendo este representativo de um módulo em flexão do painel de laje. Esta constante, avaliada ao nível do banzo inferior, é praticamente coincidente com o valor obtido da caracterização mecânica do material submetido à tracção na direcção transversal (10,1 GPa). As extensões axiais na rotura foram assumidas pelas leituras extensométricas registadas no ensaio do sistema *simples*<sup>1</sup> em fase *pseudo*-plástica, *cf.* Fig. 4.60. O comportamento "modelo" do painel traduz-se num comportamento mediano dos sistemas *simples* e *interligados* (entre .SI e .EP), em que uma relação de 4%<sup>2</sup>, entre a rigidez de flexão "aparente" e a "nominal", indica uma acção compósita no núcleo celular praticamente desprezável. Admitindo um módulo de elasticidade semelhante, aquele grau de interacção ao corte permite estabelecer uma inércia segundo um afastamento entre linhas médias dos banzos de cerca de 14 mm ( $I_{p,T} = 450.309 \text{ mm}^4/\text{m}$ ), em vez de uma distância de 70 mm associada à secção real (7 mm e 35 mm, respectivamente, aos centros geométricos das secções), *cf.* Fig. 4.90. Deste aspecto, sobressai a reduzida rigidez de flexão "aparente" do painel na direcção transversal (1% da longitudinal), a par do comprometimento da sua resistência por mecanismos de transferência de esforços na secção celular (efeito de Vierendeel).

b) Compressão no plano - comportamento elástico linear, com rotura praticamente frágil, para uma tensão última à compressão  $\sigma_{c,T}$  = 17 MPa. A resistência última do painel foi assumida de acordo com os valores experimentais, não limitada pela tensão crítica de instabilidade global avaliada numericamente no sistema simples (15 MPa). Esta opção deveu-se à proximidade de registos (diferença de 8%), além do valor inferior respeitar a um sistema celular numa configuração menos rígida na sua zona central e, como tal, mais susceptível ao fenómeno de instabilidade lateral. Excluindo esta situação mais condicionante, também a forma de conexão do painel de laje ao vigamento de suporte foi tida em consideração no valor resistente seleccionado. A hipótese de uma resistência não condicionada pela instabilidade deve-se ao facto dos seus efeitos ficarem restringidos por travamento "lateral" do painel assegurado pela sua ligação contínua à longarina (conectores e colagem). As deformações axiais na rotura dos modelos constitutivos foram corrigidas mediante uma ponderação dos módulos de elasticidade estimados "localmente" ( $E_{\varepsilon}$  – banzo e  $E_{\Omega}$  – junta), resultando no modelo final um módulo de elasticidade à compressão transversal no plano  $\hat{E} = 12,0$  GPa. A partir desta constante, foi assumida uma rigidez  $(E.A)_{c,T}$  no painel igual ao dobro da componente global aferida no ensaio com base na variação do deslocamento sofrido pelo sistema modular. O comportamento "modelo" do painel (entre .SI e .EP) constitui uma comportamento intermédio dos sistemas simples e interligados, uma vez que estes últimos (.PU e .EP) são caracterizados por propriedades mecânicas bastante similares entre si.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> As extensões na rotura nos restantes sistemas (.PU e .EP), sem leituras na resposta em fase plástica, foram extrapoladas do índice de ductilidade (em extensões) do sistema *simples* relacionado com o índice em deslocamentos do respectivo sistema.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Nível de interacção bastante similar ao obtido por **Yanes** *et al.* **[4.42]** na análise de um painel modular de GFRP (tipo DuraSpan) para aplicação em pontes rodoviárias.

c) Corte no plano – comportamento elasto-plástico bilinear, com rotura dúctil (índice  $\mu = 3,0$ ), segundo uma tensão tangencial limite elástico  $\tau_{el,T}$  = 50 kPa e uma tensão última  $\tau_{u,T}$  = 69 kPa. Estas tensões estão relacionadas com as respectivas capacidades de resistência elástica e última do painel, obtidas directamente dos ensaios. De igual forma, foi fixado o módulo de distorção no plano do painel  $\hat{G} = 1,6$  MPa, representativo dos níveis médios da rigidez global dos sistemas simples (.SI) e interligado (.EP). Importa destacar que, ao contrário das constantes elásticas anteriores, o módulo de distorção avaliado no plano transversal do painel celular constitui a constante mais díspar face aos valores normalmente quantificados no painel na direcção longitudinal, quer à sua escala quer do material laminado (ordem de 1/10<sup>3</sup>). Refira-se que na análise de um painel multicelular de GFRP (tipo DuraSpan), para aplicação em tabuleiros rodoviários, Gurtler [4.1] estimou um módulo de distorção no plano numa mesma ordem de grandeza (ca. 4 MPa). O modelo constitutivo idealizado para o painel (entre .SI e .EP) representa um comportamento menos condicionante que o modelado para o sistema *interligado* com poliuretano (.PU), sendo este o que apresentou os maiores índices de resistência e de rigidez ao corte no plano. À semelhança do comportamento em flexão, os reduzidos níveis de rigidez e resistência avaliados são resultado da elevada flexibilidade das ligações banzo-alma, associado ao mecanismo de transferência do esforço rasante na secção tubular por efeito de Vierendeel.

# 4.4 LIGAÇÕES AO NÍVEL DO SISTEMA: PAINEL – PERFIL

O estudo da ligação ao nível do sistema (SLC), entre o painel de GFRP e uma estrutura de suporte, nomeadamente em perfil de aço, reúne igualmente interesse na análise de vigas mistas de tabuleiros de pontes. Tendo em conta as habituais solicitações instaladas em qualquer tabuleiro misto em serviço, torna-se essencial uma conexão adequada entre os elementos envolvidos, de modo a garantir uma ligação efectiva entre eles, de natureza material distinta (GFRP – aço), tal como proposto no sistema híbrido do protótipo da ponte pedonal, *vd*. Fig. 4.94.



Figura 4.94: Sistema híbrido de conexão entre os painéis multicelulares de GFRP e o vigamento metálico (perfil-H).

Recentemente, têm sido desenvolvidas várias investigações acerca do grau de acção compósita (completa ou parcial) de vigas mistas em flexão, constituídas por painéis de FRP e perfis de aço **[4.43-4.46]** ou de betão **[4.14,4.47]**. Embora esses estudos se refiram a ligações entre elementos por via quer adesiva quer mecânica, na maior parte das vezes, o segundo tipo de conexão tem sido associado a *blocos de confinamento* no interior do painel compósito (por enchimento de argamassa ou betão) **[4.17,4.48]** ou a sistemas de aperto com parafusos em toda a altura do painel **[4.49,4.50]**. Além destas técnicas não corresponderem a ligações similares às possíveis (ou mais viáveis) de adoptar no sistema de laje em análise, apenas se reconhece na bibliografia uma breve referência sobre o comportamento "puro" ao corte de uma conexão entre perfis metálicos e painéis de GFRP **[4.22]**.

O estudo do desempenho da conexão com base num ensaio de arranque (*push-out*) permite estabelecer com maior precisão não só a capacidade máxima da conexão ao esforço rasante (resistência e rigidez de corte), como também avaliar a resistência máxima à compressão do painel multicelular de GFRP na direcção longitudinal de um tabuleiro. Sublinhe-se que, na análise de um sistema vigado híbrido, será expectável que a última propriedade represente uma capacidade última na direcção transversal do painel menos conservativa que a estimada anteriormente no ensaio à compressão de módulos celulares, visto nesse caso o painel não ter sido travado lateralmente por uma viga de suporte. Enquanto a capacidade resistente à compressão permite estimar com maior rigor a resistência última à flexão de uma secção mista (regime plástico), a rigidez de corte de uma conexão (discreta ou contínua), sob esforço rasante "puro", adequa-se melhor na avaliação do grau de acção compósita entre os elementos, tal como quantificado no sistema vigado da ponte pedonal.

Conforme referido na Secção 4.2, de acordo com alguns autores **[4.1,4.21,4.43]**, uma ligação do tipo adesiva garante *a priori* uma acção compósita completa entre elementos, tal como requerido no projecto do protótipo da ponte pedonal, dado o seu curto vão e carácter permanente da sua aplicação em obra. De facto, algumas vantagens potenciais podem ser associadas a um nível de conexão daqueles, com destaque para o aumento da resistência e da rigidez de flexão (incluindo a correspondente redução da deformabilidade) **[4.22,4.44]**. Nesse sentido, também será natural que a conexão adesiva condicione o nível de rigidez de corte da interface aço – GFRP, consequente no comportamento do tabuleiro em serviço, quer em termos de deformabilidade, quer de efeitos à vibração **[4.51]**.

No entanto, tendo em conta os comportamentos menos reconhecidos dos adesivos a longo prazo, poderá ser desejável uma conexão mista ou combinada por via mecânica, de modo a ficar assegurada uma determinada interacção entre elementos, no caso do sistema por colagem deixar de desempenhar funções resistentes e aderentes. Uma maior redundância ao sistema misto pode também ser garantida por meio de um dimensionamento estabelecido por uma resistência última da ligação mecânica superior à adesiva (*i.e.*, condicionar a rotura na interface ao mecanismo de maior ductilidade). De certa forma, no modo de ligação mista, também se pretende evitar uma desconexão total entre materiais a curto-médio prazo, por eventuais degradações prematuras da camada adesiva, devido sobretudo à acção de agentes agressivos, incluindo efeitos reológicos. Note-se que a facilidade de penetração dos agentes ambientais será, em grande parte, função do controlo de qualidade exigido na ligação, por vezes executada em obra, ou do acabamento final conferido *in situ* à zona em causa.

Perante as considerações acima descritas, nesta secção é avaliada a ligação entre o painel multicelular em estudo e perfis de aço estrutural, segundo uma conexão de corte admitida nas seguintes três formas: a) adesiva por colagem, b) mecânica por cravação de conectores e c) mista por combinação de ambas. Enquanto no *§4.4.1* é descrita a campanha experimental realizada, no *§4.4.2* são apresentados e analisados os resultados dos ensaios, complementados por estimativas analíticas, em termos de tensões, obtidas de expressões decorrentes da teoria da elasticidade linear e da instabilidade local em paredes laminadas finas ortotrópicas. Os resultados experimentais são reunidos no contexto das propriedades mecânicas de conexão híbrida utilizadas na análise e verificação da segurança (ELS e ELU) do sistema misto da *Ponte Pedonal Compósita* – **Capítulo 6**.

### 4.4.1 ENSAIOS DE CONEXÃO DE CORTE

A presente subsecção inicia-se no \$4.4.1.1 com a identificação dos objectivos, princípios e configurações do ensaio de conexão. Em seguida, são descritos os procedimentos experimentais adoptados nos três sistemas de conexão ensaiados – \$4.4.1.2.

### 4.4.1.1 Objectivos, princípios e configurações do ensaio

Os ensaios de conexão de corte permitiram caracterizar o comportamento estático da ligação entre os painéis multicelulares de GFRP e perfis de aço estrutural, na direcção transversal (*cf.* Fig. 4.94), incluindo o nível de conexão para diferentes tipos de ligação, segundo os seguintes aspectos:

- Caracterização do comportamento da conexão na interface aço GFRP;
- Avaliação da influência do tipo de ligação: colagem adesiva, mecânica por cavilhas e mista;
- Quantificação dos níveis de rigidez de corte da ligação, em função da sua tipologia;
- Análise dos modos e mecanismos de rotura associados aos materiais envolvidos;
- Obtenção da resistência de corte da ligação nos sistemas, em função da tipologia de conexão;
- Obtenção das forças máximas de compressão nos sistemas, em função da tipologia de conexão.

Embora tratando-se de uma conexão distinta, foi intenção basear o presente ensaio nos princípios normalizados pelo conhecido ensaio de arranque (*push-out*) para vigas mistas aço – betão, conforme especificado no Anexo B da norma **EN 1994:1-1:2004 [4.52]**. O ensaio consistiu na aplicação de uma carga de compressão centrada ao eixo de uma viga (perfil-H), ligado simetricamente a dois elementos de laje receptores da reacção do carregamento axial imposto à viga. Esta foi carregada até ao colapso da ligação entre os dois materiais. Naturalmente que no contexto do painel pré-fabricado em estudo, não foi viável, nem de interesse, seguir a geometria de ensaio estipulada naquele regulamento. Nesse sentido, admitiu-se uma ordem dimensional para os elementos conectados reduzida em cerca de 40% da preconizada, sob a condição da espessura própria do painel e restrição da configuração celular intrínseca à secção. Na Figura 4.95 encontra-se o esquema do sistema de carga adoptado no ensaio.



*Figura 4.95*: Configuração geométrica do modelo de carga para ensaio de conexão de corte (dimensões em *mm*). (NOTA: os materiais e procedimentos envolvidos nas ligações encontram-se detalhados à frente no *§4.4.1.2*).

A viga metálica seleccionada foi um perfil HEB 120 (comprimento de 530 mm), o que correspondeu a uma faixa de interface b = 120 mm para uma largura do painel p = 200 mm. Em termos de escala, a última dimensão correspondeu à maior redução (1/3) assumida na geometria dos elementos, face à largura de apoio explícita na norma para uma laje de betão armado [4.52]. Porém, não se previu que esta excedesse uma largura "efectiva" do sistema misto [4.53], tendo também por consideração uma análise de sensibilidade baseada em modelos numéricos simples de elementos finitos. Note-se que as relações entre as dimensões do perfil e a espessura da laje foram sensivelmente próximas nos dois sistemas de índole distinta (1,6–1,7).

Segundo a direcção axial, a maior dimensão do painel (567 mm) foi condicionada pela forma fechada da sua secção tubular, em que se pretendeu uma configuração *interligada* (*snap-fit*), de modo a possibilitar a execução de, pelo menos, uma ligação ao perfil com cavilhas. Para além disso, esta situação representaria, logo de início, um comportamento mais condicionante do painel, solicitado axialmente na direcção "fraca", relativamente ao de uma solução de tipologia celular *simples* (*i.e.*, painel de secção original *standard*, sem qualquer ligação *snap-fit*). A susceptibilidade à instabilidade no sistema de ensaio reforçou a ideia de constituir uma secção com uma *esbelteza* geométrica como a ilustrada na Figura 4.95. Esta foi definida por uma configuração simétrica (2+1+2 células), na superfície de interface ( $b \times h = 120 \times 477 \text{ mm}^2$ ), em relação à cavidade central formada por uma união *snap-fit* entre extremidades opostas do painel *standard*. No formato final, a secção apresentou-se com 6 células internas, incluindo uma de apoio, prolongada em 5 mm por bordos de extremidade relativos às paredes mais espessas dos banzos. A geometria final dos provetes correspondeu às seguintes dimensões totais em largura e altura:  $B \times H = 270 \times 620 \text{ mm}^2$ .

A Tabela 4.15 enquadra as séries de provetes que foram produzidas para o ensaio, sob as respectivas designações atribuídas – CT.XX.#, recorrendo-se em todas elas à mesma configuração celular definida para o painel de laje, independentemente do tipo de ligação na interface. Apenas sobre esta variante diz respeito as 3 séries materializadas, função de uma conexão: (i) adesiva por colagem de resina epoxídica – EP, (ii) mecânica por cravação ao perfil de um par de cavilhas fulminantes na zona exclusiva ao único encaixe *snap-fit* do painel – ST e (iii) mista combinando as duas soluções anteriores – ES.

Ensaio	Li	N <sup>o</sup> provetes			
CT.XX.#	Adesiva	Mecânica	Mista	iv provetes	
Séries	CT.EP.# (3)	CT.ST.# (3)	CT.ES.# (3)	9	

Tabela 4.15: Séries de provetes para ensaio de conexão de corte.

CN – tipo de carregamento / ensaio (connection) e direcção da solicitação (transversal)

xx – tipo de ligação na interface: EP (epoxy), ST (stud), ES (epoxy & stud)

# - número do provete.

Foram preparados 3 provetes de cada série, perfazendo 9 ensaios processados. Por razões de cabimento de material, optou-se por não reproduzir outro tipo de combinações de ensaio, nomeadamente ao nível da ligação painel – painel e no âmbito do efeito da hibridização do núcleo do painel.

## 4.4.1.2 Procedimentos experimentais: a) – d)

O pórtico metálico de carga utilizado no LERM do IST para o ensaio de conexão pode ser observado na Figura 4.96. O sistema consistiu em dois montantes ancorados à laje do pavimento, por barras *dywidag*, e uma travessa superior metálica de aplicação do carregamento.



Figura 4.96: Aspecto geral do pórtico metálico de carga utilizado no ensaio de conexão de corte.

a) Materiais dos provetes – para além do painel de laje multicelular em estudo, os materiais utilizados na preparação dos provetes foram os seguintes: perfil HEB 120 em aço estrutural S275, resina epoxídica, conectores de aço galvanizado, porcas e anilhas do mesmo material e betão de enchimento. Nos casos necessários, referentes às séries adesivas e mistas, o perfil metálico foi previamente decapado nas superfícies expostas dos banzos, de modo a assegurar uma melhor adesão do adesivo na zona de interface. Nos restantes, exclusivos à série mecânica, o perfil foi apenas pintado com uma demão.

Dos dois tipos de adesivos discutidos ao longo da actual tese, foi utilizado o adesivo epoxídico – EP (SikaDur 31-CF) nas conexões de corte por colagem, cujas propriedades mecânicas podem ser revistas na Tabela 4.2 (p. 4.17). A opção por esta base adesiva, face à de poliuretano, deveu-se à melhoria relativa das suas propriedades mecânicas e desempenho em geral demonstrado no comportamento das ligações anteriores (painel – painel). Por sua vez, importa referir que esta base polimérica é reconhecida na generalidade dos casos de obra como sendo adequada para o reforço da conexão (acção compósita completa) em aplicações de vigas mistas, por períodos de vida útil aceitáveis, em particular na construção de tabuleiros pedonais ou rodoviários **[4.1,4.3,4.19-4.22]**. Neste contexto e no decorrente da presente campanha, o adesivo epoxídico foi o seleccionado na concepção e construção da ponte pedonal, a ambos os níveis de ligação: painel – painel (*snap-fit*) e sistema aço – GFRP (interface).

Para a conexão mecânica, optou-se por aplicar conectores metálicos do tipo cavilha fulminante, de cabeça roscada com um diâmetro de 10 mm (HILTI X-EM 10H-24-12), sendo estes cravados ao perfil com recurso a uma pistola específica (HILTI DX 76-PTR). No Anexo C.3.1 pode ser consultada a ficha técnica do produto HILTI, contendo as características, especificações do material e requisitos de aplicação, bem como informação técnica relativa à pistola **[4.54]**. Na Figura 4.97 pode observar-se o conector utilizado e na Tabela 4.16 encontram-se sintetizadas as suas propriedades de resistência indicadas pelo fabricante (relacionadas com a ponteira circular –  $d_s \times L_s = \phi 4,5 \times 12$  mm). Face ao reduzido número de cavilhas consumidas (*inc.* obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita*), o fornecedor apenas conseguiu disponibilizar conectores com protecção galvanizada (5–13 µm), não tendo sido possível aplicar em aço inoxidável.



Figura 4.97: Cavilha HILTI X-EM 10H-24-12: (a) vista lateral e (b) geometria (dimensões em mm) [4.54].

Note-se que o fabricante não indica explicitamente resistências de cálculo para o conector, baseadas em coeficientes parciais de segurança, conforme é habitual nos métodos de dimensionamento previstos nos Eurocódigos. O mesmo recomenda valores de carga "máxima" que podem ser directamente comparados com os valores característicos dos esforços actuantes, sendo aqueles valores conservativos face aos valores característicos de resistência obtidos pelo método dos coeficientes parciais de segurança. Dada a sua natureza material e protecção galvanizada, o fabricante remete ainda para uma classificação da cavilha em termos de dureza de **Rockwell** – HR.C 56.5, cuja escala e índice correspondem a uma tensão última à tracção ( $f_u = 2.087 \text{ N/mm}^2$ ) de cerca do dobro da resistência de um parafuso *standard* da classe 10.9.

Perante o conjunto de soluções possíveis, a opção por uma conexão mecânica recorrendo a um conector deste tipo, deveu-se a uma série de factores, sobretudo inerentes ao processo de instalação dos painéis na obra de construção da ponte pedonal, nomeadamente a sua simplicidade de aplicação. Não obstante, foram também tidas em conta as dimensões dos pernos roscados dos sistemas de conectores existentes no mercado (quer por cravação quer por soldadura), *vd*. Figs. 4.98–4.100.

CONECTOR HILTI	<sup>(1)</sup> Tensão de	Valores de carga recomendados			M A
X-EM 10H-24-12	rotura, f <sub>u</sub>	N <sub>rec</sub>	V <sub>rec</sub>	M <sub>rec</sub>	
ф4,5×12 mm	2.087 N/mm <sup>2</sup>	2,4 kN	2,4 kN	9,0 kN.m	

Tabela 4.16: Propriedades de resistência da cavilha de fulminantes X-EM 10H-24-12 (HILTI). Adaptado [4.54]

<sup>(1)</sup> Limite nominal da resistência à tracção relacionada com o índice indicado em Dureza Rockwell – HR.C 56.5. (conector temperado e revestido, protecção de zinco 5–13 μm)

NOTAS (condições segundo o fabricante):

- valores recomendados (*rec*) = valores característicos (*Rk*) / factor de segurança global (*pull-out* estático) <3;

- valores de cálculo da resistência (Rd) = valores recomendados (rec) × 1,4 (dimensionamento por resistência);

- solicitações predominantemente de natureza estática;

- redundância assegurada por múltipla cravação.

A superfície de contacto com o banzo na zona de snap-fit do painel foi particularmente importante na selecção, tendo sido requisito preferencial para um dado tipo de conector um diâmetro mínimo compreendido entre 8 e 10 mm, de modo a evitar o esmagamento prematuro do material laminado [4.7,4.24]. Apesar da ponteira do conector apresentar um diâmetro \$4,5 mm, praticamente toda a parte cónica que antecede a cabeça roscada (\$10,0 mm) é penetrada no aço do perfil quando a cavilha é disparada pela pistola (em função do cartucho de fulminantes, vd. Anexo C.3.1). Nesse sentido, ficou sempre garantida uma área de contacto de aproximadamente 10×5 mm<sup>2</sup>, entre a cabeça do conector e o banzo do painel, sobretudo nas conexões adesivas e mistas onde houve a necessidade de se aumentar a distância entre a face do banzo e o perfil de aço de modo a acomodar a camada adesiva. Esta foi assegurada numa espessura mínima de 2,5–3,0 mm, recorrendo a espaçadores plásticos para o efeito (*ca.* 3 mm), como se mostra na Figura 4.98.





Figura 4.98: Conexão por cravação fulminante:



Uma solução próxima da adoptada seria soldar de topo pernos roscados convencionais, directamente sobre o banzo do perfil HEB, recorrendo a equipamento próprio para aplicação por electrofusão, vd. Fig. 4.99. A execução de uma soldadura à pistola por electrofusão representaria, igualmente, uma técnica bastante eficaz e rápida na conexão mecânica do painel ao vigamento metálico, sem exigência de uma furação rigorosa ao nível do painel compósito. A mais valia de ambas as técnicas reside, precisamente, no facto de possibilitar uma furação no painel GFRP não condicionada por uma fixação prévia dos conectores, sendo estes cravados ou soldados à medida que os painéis são sucessivamente posicionados na vigamento, permitindo sempre ajustes no posicionamento final da furação do painel - conexão dos pernos.

A solução por soldadura à pistola foi preterida face à técnica por cravação, após consulta na região de Viseu dos potenciais empreiteiros para a obra de construção da ponte pedonal. Foi assinalada uma indisponibilidade geral para a aplicação de conectores metálicos ligados por electrofusão. Em alternativa, foi ainda colocada a hipótese de se proceder a soldaduras de topo de pernos roscados, recorrendo a técnicas mais tradicionais (*e.g.*, SER<sup>1</sup>, TIG / MIG / MAG<sup>2</sup>), de modo a substituir a conexão cravada por fulminantes, *vd*. Fig. 4.100. Contudo, ao contrário das soluções anteriores, estas técnicas implicariam, à partida, um maior controlo de qualidade nas suas execuções, tanto em fábrica como em obra.



*Figura 4.100*: Esquemas em corte de conexões adesiva e mecânica perfil de aço – painel de GFRP: (a) soldadura de topo, com penetração parcial, de perno M10 e (b) cravação de cavilha fulminante M10 (dimensões em *mm*).

Aquele controlo passaria, inevitavelmente, também por um posicionamento rigoroso dos pernos sobre o vigamento, antes de serem instalados os painéis, representando nesse sentido um processo pouco eficaz e susceptível de originar erros nas ligações, sobretudo se executadas em obra (*i.e.*, sem prefabricação integral do tabuleiro em fábrica). Permitir determinadas folgas nas furações do painel, em relação ao diâmetro do conector, representaria uma forma de reduzir aquela precisão dimensional ou minimizar o risco de falha entre pontos de ligação dos painéis (afastados de 705 mm). Porém, essa ovalização, mais ou menos acentuada, seria de certa forma necessária devido aos cordões de ângulo resultantes do processo de soldadura. Em termos de resistência, estes cordões devem apresentar uma espessura mínima de 3 mm nas soldaduras com penetração parcial, devendo ser superior nos casos com elevada penetração, como é habitual, *vd*. Fig. 4.100 (a). Esta situação contrasta com a furação "mínima" necessária para as cavilhas, correspondente ao seu diâmetro nominal ou acrescido por uma ligeira ovalização de 1 mm, *vd*. Figs. 4.98 e 4.100 (b).

Do contexto anterior, importa também destacar a menor exigência da técnica por cravação fulminante, em termos de furação diametral no painel, face à soldadura à pistola, sendo requerido neste segundo caso uma maior ovalização disponível no painel de modo a não obstruir o processo de electrofusão

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> SER – soldadura por eléctrodos revestidos.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> TIG / MIG / MAG – soldaduras por arco eléctrico com gás de protecção (tungsten inert gas/ metal inert gas / metal active gas).

auxiliado por anel cerâmico, *cf*. Fig. 4.99. Este aspecto representa uma vantagem da aplicação das cavilhas cravadas numa viga mista, uma vez que as forças de corte longitudinais não são exclusivamente transmitidas por atrito entre o conjunto de aperto – porca e anilha, desde os níveis iniciais de carga, como também por compressão do material pultrudido na sua direcção transversal (com hipóteses de serem assegurados maiores índices de ductilidade, perno da cavilha – material de GFRP).

Incluindo o âmbito de obra (construção da *Ponte Pedonal Compósita*), pode afirmar-se que a utilização de conectores por fulminantes do tipo cavilha constitui uma solução bastante viável na conexão de vigas mistas aço – GFRP, sendo de destacar as seguintes vantagens face às soluções por soldadura: (i) rapidez e facilidade de aplicação em fábrica e obra, (ii) operacionalidade com recurso a equipamento leve, (iii) mão-de-obra não especificamente qualificada e (iv) menor exigência no controlo de qualidade e no rigor geométrico das furações a executar nos painéis compósitos.

**b**) **Preparação dos provetes** – como referido, foram preparadas 3 séries de provetes de acordo com a tipologia da sua conexão. As fases preliminares compreenderam, essencialmente, trabalhos preparatórios nos painéis modulares, à semelhança dos procedimentos envolvidos nos ensaios anteriores (cortes gerais e rectificação das superfícies de corte). Posteriormente, a preparação divergiu consoante o tipo de ligação.

Na preparação dos provetes da série adesiva (CT.EP.#), os painéis na sua configuração *interligada* foram numa primeira fase colados na cavidade *snap-fit*, tal como haviam sido formados os provetes ensaiados à flexão e no plano (limpeza, barramento do adesivo à espátula e encaixe adesivo sob pressão), *vd*. Fig. 4.101.



*Figura 4.101*: Preparação dos provetes da série adesiva CT.EP.#: (a) preparação das superfícies (limpeza e marcação), (b) aplicação à espátula do adesivo sobre o perfil e (c) posicionamento do perfil no painel complementar.

Após um intervalo mínimo entre 12 a 24 horas, suficiente para o endurecimento do adesivo, procedeuse à colagem na interface perfil – painel. Antes desta operação, verificou-se o estado de ambas as superfícies a unir. Estas foram limpas e isentas de poeiras ou gorduras por passagem de acetona, de modo a garantir-se uma adesão efectiva entre superfícies, em particular ao nível dos banzos decapados do perfil HEB. Relativamente às faces de contacto dos laminados do painel, teve-se uma especial atenção nas operações de limpeza dos provetes instrumentados com extensometria. Os limites das superfícies de contacto foram demarcados para apoio ao processo de colagem, *vd*. Fig. 4.101 (a).

Ao contrário da colagem na zona de *snap-fit*, foi possível garantir uma espessura mínima de 3 mm na camada adesiva, através da fixação de espaçadores plásticos nos banzos do perfil metálico. Sobre estes aplicou-se o adesivo epoxídico, espalhando-o uniformemente com uma espátula, *vd*. Fig. 4.101 (b). De imediato, sobrepôs-se o painel no perfil, ou *vice-versa*, *vd*. Fig. 4.101 (c), exercendo uma determinada pressão, continuada no tempo por aperto de grampos metálicos, durante um período mínimo de 24 horas. Findo este processo de maior efectivação da ligação entre materiais, procedeu-se às operações de colagem do módulo complementar na interface oposta. Aquelas operações foram finalizadas após retirada do excesso de adesivo e limpeza dos provetes.

Relativamente à ligação mecânica CT.ST.#, procedeu-se inicialmente à dupla furação da aba horizontal *snap-fit* de um dos módulos celulares a interligar, com uma broca de 11 mm, de modo a obter-se uma furação próxima do diâmetro dos pernos das cavilhas, mas ligeiramente ovalizada para não danificar o material pultrudido em torno do furo (em tiro), *vd*. Fig. 4.102 (a).



*Figura 4.102*: Preparação dos provetes da série mecânica CT.ST.#: (a) furação da aba horizontal *snap-fit*, (b) posicionamento do painel no perfil HEB, (c) cravação das cavilhas fulminantes, (d) aparafusamento dos pernos das cavilhas no sistema porca / anilha (e) aperto da ligação *snap-fit* reforçada com adesivo epoxídico.

Conforme exposto anteriormente, e tal como foi assumido na concepção da ponte pedonal, optou-se por cravar um par de cavilhas (tipo M10 por painel e por viga), de modo a reduzir a concentração de tensões na zona de furação do material. A sua disposição seguiu uma coerência lógica nestes casos de conexão –

furações centradas em corte na célula *snap-fit* e simétricas em planta relativamente ao eixo do perfil, conforme pormenorizado no esquema da Figura 4.94. Uma vez preparado e posicionado o painel sobre o perfil HEB, procedeu-se à cravação das cavilhas, *vd*. Figs. 4.102 (b) e (c), procurando-se ajustar o cartucho de fulminantes<sup>1</sup> que permitisse uma penetração "ideal" da ponteira, *cf*. Anexo C.3.1. O aperto dos conectores no sistema de porca e anilha foi realizado manualmente recorrendo a uma chave, *vd*. Fig. 4.102 (d). Importa, desde já, referir que na obra de construção da ponte pedonal o aperto das cavilhas foi controlado através de chave dinamométrica sendo o momento de aperto da ordem do valor recomendado pelo fabricante ( $T_{rec} \leq 10,5$  N.m). Por fim, as ligações *snap-fit* entre módulos dos painéis foram igualmente reforçadas por colagem, recorrendo ao mesmo adesivo epoxídico (SikaDur 31-CF), tendo sido depois pressionados esses encaixes na vertical utilizando grampos metálicos, *vd*. Fig. 4.102 (e).

Importa notar que, tanto ao nível dos provetes de ensaio como à escala de conexão da viga mista da ponte pedonal, foram sempre verificadas as especificações de aplicação indicadas pelo fabricante, no que respeita às seguintes dimensões: espessura mínima da base metálica ( $t_{II} \ge 6$  mm), espessura máxima do material aparafusado ( $t_I \le 1,5-33,0$  mm, espessura da parede do banzo excluindo as dimensões relativas à anilha e à porca), afastamento mínimo entre cavilhas ( $S \ge 15$  mm) e entre estas e os bordos do perfil HEB<sup>2</sup> ( $C \ge 15$  mm), *cf*. Anexo C.3.1. Na Figura 4.103 (a) podem ser consultados os requisitos dimensionais anteriores, associados ao controlo de qualidade previsto na ficha técnica do conector utilizado. Em relação à qualidade das cravações executadas, a Figura 4.103 (b) exemplifica o grau de penetração atingido na maior parte dos casos, tendo sido possível registar quase sempre uma altura total livre ( $h_{NVS}$ ) compreendida entre os limites recomendados pelo fabricante (26,5–30,5 mm).



*Figura 4.103*: Requisitos e garantia da qualidade da conexão fulminante das cavilhas X-EM 10H (HILTI): (a) esquemas com as indicações do fabricante **[4.53]** e (b) verificação no ensaio de conexão mecânica ao corte.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Escala de cores dos cartuchos do tipo 6,8/18M (potência por ordem crescente) – verde, azul, vermelho (recomendado) e preto.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> HEB 120 – perfil utilizado no ensaio de conexão de corte. HEB 280 – perfil utilizado na viga mista da ponte pedonal.

Note-se que no caso ilustrado, representativo de um provete da série CT.SP.#, a fixação do painel no perfil de aço não compreendeu qualquer diferencial de cota na interface (por camada adesiva e/ou espaçadores). Por essa razão, a cota identificada na Figura 4.103 (b) corresponde a uma altura livre,  $h_{NVS}$ , próxima de 26,5 mm, uma vez somada a espessura nominal da aba *snap-fit* (± 5 mm). As alturas referidas traduzem as situações preferenciais quanto à penetração das cavilhas, tendo em conta o comprimento livre da sua cabeça roscada para introdução do conjunto anilha – porca. Neste contexto, penetrações superiores, ou próximas do limite  $h_{NVS}$  de 30,5 mm, seriam naturalmente menos favoráveis.

Para além dos aspectos anteriores, o controlo da qualidade das cravações passou também por uma inspecção visual das cavilhas, no que respeita à verticalidade do perno roscado e à curvatura homogénea do contorno de contacto no perfil de aço. Após uma prática inicial sobre o equipamento e fulminantes, as cravações efectivadas nos provetes foram consideradas válidas em todos os casos.

A preparação dos provetes da série mista (CT.ES.#) resultou de uma combinação dos procedimentos descritos anteriormente (séries CT.EP.# e CT.ST.#), podendo ser resumida pelas seguintes operações:

- Decapagem e limpeza com acetona dos banzos dos perfis de aço;
- Corte dos painéis e limpeza com acetona das superfícies;
- Furação ovalizada nas abas *snap-fit* de ligação horizontal do painel (broca φ 11 mm);
- Colagem de extensómetros nas superfícies de interface dos banzos do painel (em 2 provetes);
- Preparação do adesivo epoxídico e fixação de espaçadores no banzo do perfil de aço (3 mm).
- Espalhamento em 1<sup>a</sup> fase do adesivo sobre o banzo do perfil de aço, numa superfície correspondente à área de contacto do módulo de painel com aba *snap-fit* a ser apertada.
- Cravação do par de cavilhas fulminantes;
- Aperto dos conectores, em simultâneo com o grampeamento do módulo celular instalado;
- Espalhamento em 2<sup>a</sup> fase do adesivo sobre o banzo do perfil de aço, na superfície correspondente à área de contacto do módulo de painel complementar ao anterior;
- Barramento à espátula do adesivo epoxídico nas abas *snap-fit* de ligação vertical;
- Sobreposição do módulo de painel complementar e subsequente aperto por pressão.

Na Figura 4.104 são ilustradas algumas das fases descritas. De igual forma, após um período mínimo de cerca de 24 horas, procedeu-se à preparação da face oposta do provete, seguindo procedimentos similares. Note-se que embora, na generalidade dos casos, o intervalo de tempo correspondente ao aperto sob pressão dos painéis contra o perfil não tenha completado 1–3 dias (consoante a face), todos os provetes com adesivo foram submetidos a ensaio após decorrido um período compreendido entre 10 a 15 dias.



*Figura 4.104*: Preparação dos provetes da série mista CT.ES.#: (a) furação da aba horizontal de ligação *snap-fit*, (b) adesivo epoxídico no banzo do perfil e aparafusamento das cavilhas e (c) grampeamento do painel contra o perfil.

Por último, em todos os provetes das 3 séries procedeu-se ao preenchimento com betão da primeira célula dos painéis, relativa à base de assentamento dos provetes, de modo a evitar a ocorrência de fenómenos prematuros de instabilidade local ao nível dos banzos, *vd*. Fig. 4.105 (a). Após o endurecimento do betão, procedeu-se à regularização das bases dos provetes, recorrendo a uma serra de disco diamantado para efectuar o corte de uma camada reduzida por toda a superfície de assentamento, *vd*. Fig. 4.105 (b).



*Figura 4.105*: Acabamento final conferido aos provetes de conexão de corte: (a) preenchimento com betão da cavidade celular da base do provete e (b) regularização da superfície de assentamento utilizando uma serra diamantada.

c) Sistema de aplicação da carga e apoios – para a aplicação da carga foi utilizado o pórtico metálico anteriormente mostrado na Figura 4.95. Este foi materializado por 2 montantes ancorados à laje do pavimento (por barras *dywidag*) e uma travessa superior metálica, que recebia a reacção de um macaco hidráulico da marca ENERPAC<sup>1</sup>, fechando assim o sistema de carga. A carga imprimida pelo macaco sobre o perfil HEB foi distribuída sobre uma chapa metálica (espessura de 10 mm), instalada no topo do perfil de aço, de modo a uniformizar a tensão aplicada e os deslocamentos registados nos vértices dessa chapa. Foi ainda colocada uma rótula esférica, interposta entre 2 chapas metálicas, sobre a chapa de distribuição anterior, com o objectivo de corrigir eventuais desvios nos provetes na direcção (axial) de aplicação do carregamento. Este sistema pode ser observado na Figura 4.106.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Macaco da marca ENERPAC (modelo RRH-6010), com uma capacidade de 60 tonf e um curso máximo de 10" (257 mm).

Em relação ao apoio dos provetes, estes foram assentes numa chapa metálica (sobre a laje do pavimento), cujas bases dos provetes foram acomodadas por uma lâmina de gesso, de modo a evitar a influência de imperfeições no carregamento. Durante o estado líquido dessa lâmina, foi possível nivelar os provetes para garantir, na medida do possível, um carregamento axial concêntrico, *vd*. Fig. 4.107. Os ensaios apenas tiveram início após o endurecimento daquela lâmina. Com estes procedimentos ao nível dos apoios procurou-se garantir um alinhamento vertical do provete com o sistema de aplicação da carga, evitando-se excentricidades no carregamento ou desvios no eixo de aplicação da carga, sem introdução de componentes de força transversais à direcção da carga aplicada.



Figura 4.106: Sistema de aplicação da carga.



Figura 4.107: Apoio e nivelamento dos provetes.

Ainda no âmbito anterior, foram colocadas de cada lado dos provetes outras 2 chapas metálicas, ao nível das suas bases de assentamento, por sua vez interligadas por barras estabilizadoras (varões roscados sem aperto relevante), *vd*. Figs. 4.106–4.109. Este encosto lateral das chapas nos banzos dos painéis teve por objectivo principal evitar movimentos horizontais ou deformações laterais significativas dos painéis, sobretudo em fases próximas do nível de rotura da conexão ou colapso do provete. Nesse sentido, procurou-se não introduzir compressão nos painéis simétricos dos provetes por aperto das chapas laterais.

O sistema de restrição lateral teve também por finalidade prevenir, de certa maneira, fenómenos locais acentuados nos banzos inferiores dos painéis (junto às bases de assentamento), nomeadamente por instabilidade em flexão das paredes em estados iniciais da carga aplicada. Aliás, ainda nesta matéria, reviu-se a necessidade de incluir um travamento lateral suplementar num provete das séries adesiva (CT.EP.3) e mista (CT.ES.2). Este foi materializado por duas cunhas de madeira instaladas, entre as faces dos banzos dos painéis, na parte interna do provete, *vd*. Fig. 4.109.



*Figura 4.108*: Pormenor do travamento lateral externo (chapas metálicas paralelas fixas por varão roscado).



*Figura 4.109*: Pormenor do travamento lateral interno (cunhas de madeira entre faces dos banzos dos painéis).

Como referido mais à frente (*§4.4.1.3* – análise dos resultados), o último procedimento representou uma tentativa de evitar a instabilidade local do banzo (relativo à célula de base betonada do painel), uma vez que aquele fenómeno ocorreu para o lado exterior da parede laminada nos primeiros provetes ensaiados da série mista.

d) Instrumentação e registo de dados – a leitura da força aplicada (F) pelo macaco hidráulico foi realizada através de células de carga das marcas e TML<sup>1</sup> e NOVATECH<sup>2</sup> (consoante a série ensaiada), colocadas entre o macaco e a chapa metálica superior da rótula esférica, topo do perfil de aço HEB, *vd*. Fig. 4.106 e Fig. 110 (a).

Foram registados os deslocamentos absolutos ( $\delta$ ) no topo do perfil de aço recorrendo a 4 deflectómetros eléctricos: 1 da marca TML com um curso de 10 mm e 3 da marca APEK com um curso de 25 mm (precisões de 0,01 mm). Os deflectómetros foram dispostos nos 4 vértices da chapa metálica de distribuição para detectar eventuais rotações do provete. As suas posições podem ser observadas na Figura 4.110 (a).

Importa notar que a forma de registo dos deslocamentos representou uma medição do escorregamento na interface de ligação aço – GFRP, que incluiu a contribuição do deslizamento parcial entre banzos dos painéis de GFRP. Embora sem os painéis estarem submetidos a um esforço de corte "puro", dado o seu perfeito assentamento pelas bases no pavimento, revelou-se evidente um efeito de distorção mais ou menos acentuado ao nível do seu núcleo (almas e nós banzo-alma) por corte rasante imposto nos banzos de interface do provete. Mesmo numa solicitação deste género, esta situação comprova o reduzido grau de interacção de corte no painel multicelular de GFRP aferido nos ensaios anteriores da ligação painel – painel (flexão transversal e corte no plano). Para uma medição mais realista do escorregamento da ligação de conexão seria necessário conhecer o deslocamento relativo entre o perfil de aço e o banzo do painel associado à conexão, registando-se, por exemplo, o deslocamento sofrido ao nível da face do painel referida.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Ensaio dos provetes CT.EP.# e CT.ES.# – célula de carga NOVATECH, com uma capacidade de 400 kN (S/N 14.328).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Ensaio dos provetes CT.ST.# – célula de carga TML, com uma capacidade de 200 kN (S/N 1.126).

Como atrás referido nos procedimentos experimentais, dois dos provetes das séries com adesivo na conexão foram ainda instrumentados com extensómetros<sup>1</sup>, tendo estes sido colados sobre os banzos dos painéis de interface nos provetes, segundo o eixo axial do carregamento (direcção transversal em relação à caracterização do material laminado), *vd*. Fig. 4.110 (b). Os extensómetros foram centrados ao eixo longitudinal das faces dos banzos, espaçados entre si de 60 a 85 mm, tal como esquematizado na Figura 4.111.



Figura 4.110: Instrumentação no ensaio de corte: (a) conjunto deFigura 4.111: Localização dos extensóme-4 deflectómetros e (b) série de 6 extensómetros no eixo central.tros nos provetes (dimensões em mm).

Enquanto nos provetes da série mista (CT.ES.#) foram posicionados 6 extensómetros ( $\varepsilon_l - \varepsilon_6$ ) ao longo da altura da superfície de interface (h = 477 mm), nos provetes da série adesiva (CT.EP.#) foram dispostos mais 2 extensómetros ( $\varepsilon_7 - \varepsilon_8$ ) na secção central do banzo, relativa à cavidade *snap-fit*, correspondente à secção mediana da superfície de interface. Esta secção intersecta a posição do extensómetro centrado ao eixo ( $\varepsilon_3$ ), resultando num alinhamento de extensómetros igualmente espaçados em 30 mm na direcção transversal da interface, *cf*. Fig. 4.110 (b) e Fig. 4.111. Este par de extensómetros apenas foi possível de colocar na série adesiva, dada as suas posições coincidentes com as furações nos banzos dos painéis referentes à série mista – adesiva combinada com cavilhas.

As designações enumeradas atrás na definição dos aparelhos de medida serviram para efectuar correspondência com os respectivos valores de leitura (carga, *F*, deslocamentos,  $\delta$  e extensões,  $\varepsilon$ ). O registo desses valores foi realizado em PC, através de duas unidades de aquisição de dados de 8 canais da marca HBM, modelo *Spider8*, *vd*. Fig. 4.112.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Extensómetro eléctrico da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).





*Figura 4.112*: Aspecto geral do ensaio de conexão de corte e sistema de aquisição e registos de dados.

*Figura 4.113*: Séries de provetes submetidos a ensaio de conexão de corte (9 un.).

Os ensaios foram conduzidos em controlo de força, com a carga aplicada monotonicamente a uma velocidade de 0,5 kN/s, até ocorrer a rotura dos provetes por separação integral ou colapso da ligação entre os 2 materiais. Foram considerados válidos 9 ensaios, correspondentes ao número total de provetes preparados no conjunto das 3 séries, *vd*. Fig. 4.113, cujos resultados se analisam de seguida.

#### 4.4.2 APRESENTAÇÃO E ANÁLISE DOS RESULTADOS EXPERIMENTAIS

O comportamento dos provetes é analisado com base nas curvas experimentais *Força – Deslocamento absoluto*,  $F - \delta$ , que se apresentam separadamente para cada um das séries – §4.4.2.1 a §4.4.2.3. O deslocamento corresponde à média das quatro leituras dos deflectómetros, uma vez não se terem registado diferenças significativas entre aqueles valores (salvo excepções oportunamente assinaladas). No Anexo C.3.2 pode ser consultado, individualmente, para cada provete, o diagrama contendo o conjunto das quatro curvas  $F - \delta$ , vd. Figs. C.33 a C.35 (a)–(c). Em cada um desses diagramas é efectuada uma correspondência entre os pares de curvas e as posições dos deflectómetros correspondentes, mediante as posições *tardoz – frente*, *direita – esquerda* ( $\delta_e^f$ ,  $\delta_d^f - \delta_e^t$ ,  $\delta_d^f$ ).

A análise dos resultados pode ser acompanhada pelo registo dos valores da força máxima atingida  $(F_{máx})$ , do deslocamento absoluto do perfil – banzo do painel para a carga máxima  $(\delta_u)$ , da carga última  $(F_u)^1$ , da carga de rotura  $(F_{rot})^2$  e da rigidez da ligação (*K*) ou interacção de corte do meio de conexão.

A propriedade de rigidez foi estimada com base no declive da parte mais linear das curvas  $F - \delta$ , correspondente a um intervalo de 25%–50% e 50%–75% da força máxima aplicada, respectivamente, nas séries com adesivo (CT.EP.# e CT.ES.#) e na série exclusivamente cravada (CT.ST.#).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Apenas com significado no ensaio de conexão mecânica (CT.ST.#).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Apenas com significado no ensaio de conexão mista (CT.ES.#).

A opção pelo primeiro diferencial de força deveu-se às variações observadas nos troços iniciais de algumas curvas  $F - \delta$ , tendo sido registado nalguns casos uma não linearidade significativa, nomeadamente em dois casos (corrigidos à *posteriori*). Embora esta situação seja habitual nos ensaios de conexão de corte, optou-se por modificar um dos métodos recomendados na literatura para avaliação da rigidez de corte de pernos de cabeça, no âmbito das conexões mistas convencionais aço – betão [**4.55**]. Foi igualmente considerada uma rigidez para o nível de carga recomendado (50% da carga de rotura<sup>1</sup>), mas na forma tangente após o troço "inicial" (25% da carga de rotura) associado aos ajustes do sistema de aplicação da carga. Com o segundo diferencial de força, definido num patamar mais elevado, pretendeu-se estabelecer uma rigidez da conexão mecânica não influenciada por uma resposta inicial associada à mobilização de uma lâmina adesiva, espalhada na interface com as abas de ligação *snap-fit* (resultante da colagem entre painéis). Neste caso específico, a definição de uma rigidez tangente no intervalo correspondente acabou por coincidir praticamente com a rigidez secante para uma carga igual ao limite estabelecido (75% de  $F_{máx}$ ).

Em cada curva  $F - \delta$  dos provetes encontram-se destacados os troços lineares do comportamento seleccionados para o cálculo da rigidez (*traço negro*). Além disso, para melhor interpretação do comportamento das conexões, são ainda identificados sobre as curvas os pontos "notáveis" associados aos diferentes modos de rotura, bem como outros estados relevantes das respectivas respostas (sobretudo em regime inelástico).

### 4.4.2.1 Série adesiva CT.EP

As curvas  $F - \delta$  para os provetes com conexão exclusivamente adesiva encontram-se representadas na Figura 4.114. No ensaio deste tipo de ligação, a força máxima atingida correspondeu à carga de rotura (adesiva).



Figura 4.114: Curvas Força – Deslocamento,  $(F - \delta)$ , nos provetes da série adesiva CT.EP.#.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Nos ensaios de conexão de corte, admitiu-se o significado da carga de rotura igual ao limite máximo da carga.

Na Tabela 4.17 são apresentados os valores dos parâmetros  $F_{máx}$ ,  $\delta_u \in K$  (incluindo valor médio  $\pm cv$ .). O comportamento observado nos provetes foi praticamente linear até à rotura (carga máxima), à excepção do provete CT.EP.1 que apresentou um comportamento inicial não linear relativamente acentuado na sua fase inicial (até 15% de  $F_{máx}$ ). Por este motivo, procedeu-se à correcção da curva correspondente, com base numa translação dos deslocamentos segundo um diferencial de 0,35 mm (diferencial correspondente à abcissa da rigidez tangente para ordenada na origem). Porém, os provetes apresentaram uma resposta relativamente semelhante durante o ensaio, cujas roturas ocorreram de forma similar – frágil e brusca por separação completa da interface aço – adesivo, *vd*. Fig. 4.115 (a).

Série   Provete		<b>F</b> <sub>máx</sub> [kN]	$\boldsymbol{\delta}_{u}$ [mm]	<b>K</b> [kN/mm]
a	CT.EP.1	173	0,59 (1)	344
Adesiva	CT.EP.2	126	0,72	269
	CT.EP.3	107	0,67	188
média ± cv.		$135 \pm 25\%$	0,66 ± 10%	$267\pm29\%$

Tabela 4.17: Propriedades do ensaio de conexão de corte da série adesiva CT.EP.#.

<sup>(1)</sup> Deslocamento corrigido para um diferencial de 0,35 mm.

O aumento da força até ao valor máximo da carga não foi acompanhado por quaisquer sinais audíveis, nem foram observadas deformações assinaláveis nos painéis, sendo os valores de pico da carga associados ao colapso súbito de uma das ligações entre os 2 elementos: perfil HEB – painel de GFRP, vd. Figs. 4.115 (a) e (b). Somente no pico do descolamento das peças foi audível um estalo bastante forte. Uma vez mais, o provete CT.EP.1 foi excepção neste aspecto, tendo em conta os estalidos audíveis na fase inicial do carregamento. Presume-se que estes tenham sido provenientes de excessos de adesivo nas cavidades *snap-fit* dos painéis e na própria ligação de conexão ao perfil, em parte consequentes pelo regime inicial não linear registado. Por outro lado, a este regime não linear (corrigido) pode associar-se uma pior regularização da superfície em gesso de assentamento do provete. As curvas individuais deste provete mostram, de facto, um desvio lateral do provete, desde a fase inicial do ensaio, atendendo à variação acentuada e concordante entre os pares de deslocamentos medidos em cada lado da chapa de distribuição (*i.e.*, cada lado das interfaces,  $\delta_e^f$ ,  $\delta_e^f - \delta_d^f$ ,  $\delta_d^i$ ), *cf*. Fig. C.33 (a) do Anexo C.3.2.

Em nenhum dos provetes se verificou a separação integral em ambas as interfaces dos elementos. A interface a colapsar terá correspondido ao lado mais "fraco" do provete em termos de ligação adesiva. Nos 3 provetes, foi possível verificar um descolamento perfeito na interface sem dano na camada adesiva, permanecendo esta na sua totalidade completamente aderente ao banzo do painel, sem qualquer material colado no banzo do perfil de aço (como na forma decapada "original"), *cf.* Fig. 4.115 (b).
Na curva da Figura 4.114, referente ao provete CT.EP.2, verifica-se um pico local no troço linear ascendente para um nível de carga próximo de 87% de  $F_{máx}$ . Foi possível constatar que este registo correspondeu a uma falha parcial no adesivo, na interface oposta àquela onde ocorreu o descolamento integral entre os materiais, sem que essa "rotura local" tenha implicado o colapso da ligação do provete. Esta constatação pode ser corroborada pela análise dos pares de curvas individuais deste provete, *cf.* Fig. C.33 (b) do Anexo C.3.2. A rotura local ocorreu num dos lados do provete (*esquerdo*), para uma rigidez da interface bastante menor que a relativa ao lado oposto (*direito*). Enquanto a primeira rotura foi caracterizada por uma perda de rigidez na respectiva interface, o colapso ocorrido na interface oposta deu-se de forma súbita, com um comportamento frágil da ligação até um nível de carga superior à resistência local (primeira). Neste provete podem associar-se comportamentos distintos nas duas interfaces, mais preponderantes que as variações devidas aos desvios laterais do provete (como no CT.EP.1).



*Figura 4.115*: Modo de rotura típico na série adesiva: (a) rotura numa interface do provete CT.EP.1, (b) separação integral entre o perfil HEB e a camada adesiva, pormenores (c) de uma célula de assentamento do painel após rotura do provete CT.EP.3 e (d) de uma cavidade *snap-fit* do painel após colapso da ligação do provete CT.EP.2.

Em relação ao último provete (CT.EP.3), a análise da Figura C.33 (c) do Anexo C.3.2 indica variações entre registos em 4 pontos de leitura que podem ser desprezáveis. A rotura foi igualmente súbita, ocorrendo por completo numa das interfaces do provete. Como acima referido, não foram detectadas deformações apreciáveis nos painéis de GFRP, sendo apenas de assinalar as sofridas nos banzos do painel na célula de base (lado interior do provete). Porém, estas foram directamente consequentes do colapso da ligação, que provocou um desvio súbito no provete, resultando na flexão do banzo com esmagamento e corte do material, como mostra a Figura 4.115 (c). Para além disso, não foram evidentes quaisquer danos ao nível dos nós banzo-alma dos painéis, inclusive na região central *snap-fit*, onde se verificou uma integridade "aparente" daquela ligação, *vd*. Fig. 4.115 (d). Com base nos dados da Tabela 4.19, pode constatar-se que a rotura neste tipo de ligação ocorreu para um valor médio  $F_{máx} = 135$  kN ( $cv. \pm 25\%$ ), apresentando uma rigidez média K = 296 kN/mm ( $cv. \pm 29\%$ ). Ambas as propriedades apresentam uma dispersão significativa, o que poderá estar relacionado com a dificuldade em garantir condições similares em todos os provetes ensaiados, nomeadamente em termos da espessura do adesivo, tempo e estado de cura do adesivo (sob pressão), estado de "pureza" da super-fície decapada dos banzos do perfil HEB. Estes factores parecem de facto justificar aquelas variações substanciais, atendendo à configuração dos painéis numa forma praticamente indeformada, no regime (fase) pós-rotura da conexão.

Nas Figuras 4.116 (a) e (b) são apresentados os diagramas das extensões axiais ( $\varepsilon$ ) registadas no banzo do painel, ao longo da altura da superfície da interface (*h*), relativos aos provetes CT.EP.2 e CT.EP.3. Os andamentos representados foram obtidos tendo por base a disposição dos extensómetros ( $\varepsilon_I - \varepsilon_6$ ), *vd*. Fig. 4.116 (c), e as respectivos leituras para cada quarta parte da percentagem da força máxima: 25% a 100% de  $F_{máx}$ . Ainda nos mesmos diagramas da Figura 4.116 é efectuada uma correspondência entre a extensão e a tensão axial ( $\varepsilon / \sigma$ ). A tensão foi estimada através da relação linear entre a extensão e o módulo de elasticidade à compressão no plano transversal do painel –  $\hat{E} = 12,0$  GPa, *cf*. Tabela 4.14.



*Figura 4.116*: Digramas *Extensão / Tensão – Altura da interface*, ( $\varepsilon / \sigma - h$ ) ao eixo no banzo do painel: a) provete CT.EP.2, (b) provete CT.EP.3 e (c) posição dos extensómetros ( $\varepsilon_{\Gamma} - \varepsilon_{0}$ ) nos provetes (dimensões em *mm*).

Num modo semelhante às representações anteriores, nas Figuras 4.117 (a) e (b) são apresentados os diagramas das extensões axiais ( $\varepsilon$ ) medidas ao nível da secção central *snap-fit* do painel, na largura da superfície da interface (*b*), igualmente respeitantes aos provetes CT.EP.2 e CT.EP.3. Na Figuras 4.117 (c) mostra-se a posição dos extensómetros em causa ( $\varepsilon_7$ ,  $\varepsilon_3$ ,  $\varepsilon_8$ ). Na parte final do Anexo C.3.2 podem ser consultadas, conjuntamente, a totalidade das leituras extensométricas em termos da sua evolução em função do nível de carga ( $F - \varepsilon$ ), *cf*. Figs. C.36: (a) – provete CT.EP.2 e (b) – provete CT.EP.3.



*Figura 4.117*: Digramas *Extensão / Tensão – Largura da interface*, ( $\varepsilon$  /  $\sigma$ -b) ao eixo na célula *snap-fit*: a) provete CT.EP.2, (b) provete CT.EP.3 e (c) posição dos extensómetros ( $\varepsilon_7$ ,  $\varepsilon_3$ ,  $\varepsilon_8$ ) nos provetes (dimensões em *mm*).

Da análise dos diagramas da Figura 4.116, pode constatar-se que as maiores deformações são mobilizadas junto à secção inferior ( $\varepsilon_6$ ) da superfície de interface (*ca.* 0,22‰ a 0,34‰). Embora no provete CT.EP.2 se perceba uma deformação ligeiramente crescente desde a secção de topo até cerca de meia altura da interface, na restante zona essa tendência revelou-se contrária até se atingir o valor de pico na base da interface, tal como identificado no andamento geral das extensões no provete CT.EP.3 ao longo de toda a sua altura. Neste aspecto, importa assinalar os decréscimos significativos das extensões na penúltima secção instrumentada ( $\varepsilon_5$ ) (103,5 mm da base). A redução das deformações medidas naquela secção do painel pode ser justificada pelos níveis de tensão instalados numa zona mais espessa do banzo (leituras de  $\varepsilon_4$  e  $\varepsilon_5$  sobre o nó banzo-alma em "T"). Para além disso, o efeito atenuado da compressão em secções abaixo da célula *snap-fit*, pode ter estado associado à iniciação de fenómenos localizados no banzo (entre nós banzo-alma), indiciando nomeadamente instabilidade por flexão da parede laminada.

Em relação às evoluções  $h - \varepsilon$  da Figura 4.116 (a) – provete CT.EP.2, o andamento da curva a 75% de  $F_{m\dot{\alpha}x}$  supera a relativa a 100% de  $F_{m\dot{\alpha}x}$  na metade inferior da superfície de interface. Tal situação deveu-se ao facto destas leituras serem respeitantes à interface perfil – painel do lado contrário onde ocorreu o colapso integral da ligação adesiva. Aquela inversão é coerente com a não linearidade registada na res-

pectiva curva  $F - \delta$  do provete, resultante da rotura adesiva "local" desenvolvida na interface instrumentada para um nível de carga próximo de 87% de  $F_{máx}$ . A análise do gráfico da Figura C.36 (a) do Anexo C.3.2 corrobora o comportamento descrito, sendo possível registar para aquele nível de carga uma extensão máxima de cerca de 0,51% (junto à base), em vez de 0,34% no pico da carga máxima.

Comparando as extensões de ambos os provetes em função da carga, (curvas  $F - \varepsilon$ ), repara-se que as respostas no provete CT.EP.2 apresentam um regime mais linearizado que as relativas ao provete CT.EP.3, *cf*. Figs. C.36 (a) e (b) do Anexo C.3.2. Neste último caso, a rigidez sofreu uma redução significativa nalgumas secções de registo, sensivelmente a 50% da carga máxima, podendo esta ter sido influenciada por leituras extensométricas afectadas pela aderência ao adesivo epoxídico. Além disso, em termos globais, os níveis de rigidez aferidos pelas relações  $F - \varepsilon$  são razoavelmente concordantes com as estimativas obtidas com base nas relações médias  $F - \delta$  (provete CT.EP.3 com uma rigidez 30% inferior à do provete CT.EP.2).

Em termos de grandeza, as extensões medidas no provete CT.EP.2 foram cerca do dobro das registadas no provete CT.EP.3, ao longo da altura das correspondentes interfaces. Apesar da ordem similar, a razão para a variação daquelas grandezas (*ca.* 100%) pode estar associada com a transmissão assimétrica da carga entre as duas interfaces dos provetes, em conformidade com a assimetria dos modos de rotura frágil. Embora as interfaces instrumentadas de ambos os provetes tenham correspondido ao lado oposto da superfície de rotura, relembre-se que no provete CT.EP.2 a face instrumentada coincidiu com a interface onde se desenvolveu o primeiro pico de carga associado a uma rotura adesiva "local" (*i.e.*, área de contacto sobre a qual o esforço transferido foi superior). O raciocínio anterior poderá ser estabelecido em termos das tensões estimadas no banzo dos painéis, *ca.* 1,5–4,1 MPa (valores máximos para  $F_{máx}$ ), *cf.* Figs. 4.116 (a) e (b). As grandezas quantificadas são relativamente reduzidas face às resistências quer do material pultrudido na direcção transversal quer do próprio adesivo<sup>1</sup>. Porém, a tensão obtida da extensão medida junto à secção última de contacto (a 43,5 mm) não reflecte o valor de pico na secção extrema da interface, tendo em conta uma distribuição de tensões fortemente crescente na secção terminal.

Por equilíbrio estático do sistema, pode estimar-se um valor máximo de 32–64 MPa na secção extrema da interface (valores médios nos 2 provetes), admitindo uma repartição simétrica da carga submetida excentricamente nos painéis, com interacção de corte entre banzos – *total* a *nula*<sup>2</sup>. O diferencial entre aquele intervalo e a tensão média na posição do extensómetro  $\varepsilon_6$  (*ca.* 29 MPa, para  $F_{máx}$ ) permite obter uma tensão tangencial média de 6–12 MPa no último troço da superfície de interface (120×43,5 mm<sup>2</sup>). Uma evolução da tensão bastante acentuada na secção de contacto final com o adesivo, a par de uma transferência de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Resistência à tracção de 17–23 MPa (13,1 MPa ensaio) e resistência à aderência de 11–15 MPa, *cf.* Tabela 3.3 do **Capítulo 3**.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Repartição da carga:  $F_{máx} = 116,5$  kN / 2 / 2 banzos (interacção total) e  $F_{máx} = 116,5$  kN / 2 / 1 banzo (interacção nula), para uma secção transversal média da parede do banzo de 200×4,56 mm<sup>2</sup>.

tensões não exactamente equilibrada na camada adesiva, pode justificar tensões tangenciais na interface (adesivo – perfil) superiores à gama aferida, aproximando-se da resistência última do adesivo (sobretudo à aderência, conforme nota de rodapé da página anterior).

Faz-se notar que nos cálculos anteriores foi admitida, ao nível da base da interface, uma largura de influência no painel correspondente à sua largura ou profundidade (p = 200 mm). Analisando os diagramas da Figura 4.117, é possível reparar em distribuições transversais das extensões / tensões relativamente uniformes na largura da interface (b = 120 mm). Aquela tendência foi mais expressiva no provete CT.EP.3, não obstante a sua maior expressão em ambos a partir de 50% de  $F_{máx}$ . Para níveis de carga precedentes, as variações transversais que podem ser assinaladas sugerem desvios dos provetes, também, na sua profundidade de ensaio, em resultado dos ajustes iniciais dos sistemas de aplicação da carga – apoio. Aquelas variações são concordantes com os respectivos desvios entre pares de curvas individuais  $F - \delta$ , cf. Figs. C.22 (b) – provete CT.EP.2 (maior desvio) e (c) – provete CT.EP.3 (menor desvio).

## 4.4.2.2 Série mecânica CT.ST

O comportamento dos provetes cravados com cavilhas encontra-se representado na Figura 4.118 (curvas  $F - \delta$ ). Na Tabela 4.18 são indicados os registos de  $F_{max}$ ,  $\delta_u \in K$  (incluindo valor médio  $\pm cv$ .). Como referido inicialmente, neste ensaio justificou-se a quantificação de uma carga última ( $F_u$ ), associada à rotura por corte das cavilhas (provetes CT.ST.1 e CT.ST.3), sendo igualmente o seu valor médio assinalado na Figura 4.118 e na Tabela 4.18.

Na presente série, cada provete ensaiado correspondeu a um modo de rotura distinto, podendo relacionar-se a força máxima atingida com um dos seguintes fenómenos: (a) encurvadura por flexão dos banzos com corte transversal do material laminado ou (b) esmagamento das abas de ligação *snap-fit* dos painéis com corte subsequente das cavilhas. Note-se que, no segundo modo, efectivou-se o colapso da ligação mecânica segundo deslocamentos consideráveis (pós carga máxima), para uma carga de rotura relativamente inferior à máxima atingida (*ca.*  $F_u = 70\%$ . $F_{máx}$ ). A razão pela qual se desenvolveram nos provetes diferentes roturas iniciais (máximas) parece ter residido, essencialmente, no grau de aperto das cavilhas conferido pelo sistema roscado porca–anilha. Atendendo a um aperto realizado manualmente, será expectável que se tenham instalado localmente diferentes estados de compressão nos painéis GFRP e contra o perfil HEB.

Os comportamentos dos provetes são discutidos em seguida, individualmente, podendo ser efectuada uma correspondência entre regimes "notáveis" assinalados nas curvas  $F - \delta$  e os modos de rotura desenvolvidos em cada provete: I–II (roturas por instabilidade) e 1–3 (roturas por corte das cavilhas), a par de outros estados ou efeitos relevantes no comportamento.



*Figura 4.118*: Curvas *Força – Deslocamento*,  $(F - \delta)$ , nos provetes da série mecânica CT.ST.#.

Não obstante as divergências das respostas, o comportamento inicial observado em todos os provetes foi similar, do tipo bilinear, até ao limite máximo da carga, para um valor médio na série bastante consistente:  $F_{máx} = 61 \text{ kN} \pm 5\%$ . Em cada uma das respostas dos provetes, identifica-se um efeito mais ou menos "serrado" nas curvas  $F - \delta$  da Figura 4.118, para níveis de carga próximos de 30% de  $F_{máx}$  (*ca.* 20 kN). Foi possível concluir que aqueles "ruídos" representaram a transição entre um comportamento inicial mais rígido para um mais flexível, condicionados por diferentes mecanismos de transferência da carga.

Série   Provete		<b>F<sub>máx</sub></b> [kN]	$\delta_u$ [mm]	<b>F</b> <sub>u</sub> [kN]	<b>K</b> [kN/mm]	
ca	CT.ST.1	62	4,00	41	20	
ecâni	CT.ST.2	57	2,21	_ (1)	28	
M	CT.ST.3	63	3,82	47	18	
média ± cv.		$61\pm05\%$	3,34 ± 30%	$44\pm09\%$	$22\pm25\%$	

Tabela 4.18: Resumo das propriedades do ensaio de conexão de corte da série mecânica CT.ST.#.

<sup>(1)</sup> Carga sem rotura das cavilhas.

No primeiro regime, a carga foi absorvida pelo adesivo excedente da colagem entre painéis, que se depositou entre o painel e o perfil de aço, numa superfície em torno da linha de junta *snap-fit* (conforme ilustrado mais adiante). Após a rotura daquele "depósito" adesivo, numa área pouco extensa, a carga foi transferida para os painéis de GFRP por interacção do sistema de conexão mecânica (aperto dos pares de cavilhas), segundo um regime também linear, mas muito menos rígido ( $K = 22 \text{ kN/mm} \pm 25\%$ ) que o anterior associado ao adesivo. A transição entre aqueles regimes foi acompanhada de estalidos claramente audíveis. Em relação ao provete CT.ST.1, a Figura 4.119 mostra a sequência de configurações deformadas, correspondente a respostas compreendidas entre o regime linear (2º regime) e o colapso da ligação por corte das cavilhas, incluindo esmagamento do material pultrudido.



Figura 4.119: Comportamento do provete CT.ST.1 em sequência: (a) regime linear e (b)-(d) corte das cavilhas 1-3.

Durante o regime linear, foi perceptível o aumento da deformação instalada nos 2 painéis, de modo mais ou menos simétrico no provete, sobretudo ao nível dos banzos de interface da célula imediatamente abaixo da cavidade *snap-fit*. Aquelas paredes sofreram flexão para fora do plano até se atingir o valor máximo da carga, sem estas instabilizarem por completo entre os respectivos nós banzo-alma. A partir daquele limite, iniciou-se uma fase dúctil do comportamento, caracterizada por um aumento considerável dos deslocamentos (*ca.* 5 mm), a um nível de carga actuante sensivelmente constante (*ca.* 30 kN / par de cavilhas na interface). Este regime parece ter estado, directamente, relacionado com a perda de atrito do sistema aparafusado, conduzindo ao esmagamento do material da aba de ligação *snap-fit*, *vd*. Fig. 4.120. Tal facto pode ser justificado por uma estimativa da tensão de compressão máxima na zona de furação (*ca.* 300 MPa)<sup>1</sup> bastante superior à resistência média do material laminado obtido do ensaio de compressão em provetes na direcção transversal (114 MPa, *cf.* Tabela 3.8 do **Capítulo 3**).

Nos pormenores ilustrados na Figura 4.120 é claro o desenvolvimento do esmagamento, com expressão na ovalização acentuada nas furações e no enrugamento do material com cortes transversais dispersos na direcção longitudinal do material. Atente-se à mancha de adesivo aderente no banzo do painel da Figura 4.120 (b) que, embora reduzida, terá sido responsável pela rigidificação inicial da conexão. Os fenómenos descritos parecem ter sido finalizados, (ou pelo menos atenuados), com a iniciação de um segundo regime de ductilidade no comportamento dos provetes, associado ao desenvolvimento das roturas das cavilhas. A transição entre os dois regimes representou uma perda de rigidez e uma ligeira redução da capacidade resistente (15% de  $F_{máx}$ ). Enquanto na primeira fase corresponderam as maiores deformações observáveis nos banzos de interface (célula *snap-fit*), na segunda não foram apreciáveis deslocamentos nos painéis, mas antes localmente ao nível das cavilhas com efeito para a rotação por

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Tensão de compressão máxima = Força por cavilha (15 kN) / Área de contacto na zona da aba adjacente à cavilha (10×5 mm<sup>2</sup>).

flexão das mesmas, *vd*. Fig. 4.120 (a). De certa maneira, pode depreender-se que o esmagamento das abas terá sido limitado, até um dado nível, por restrição do conjunto de cravação nas proximidades das paredes verticais mais "robustas" do painel (abas *snap-fit* de ligação dual).



*Figura 4.120*: Pormenores de rotura no provete CT.ST.1: (a) esmagamento da aba *snap-fit* e corte de uma cavilha na interface esquerda, (b) vista da face de contacto do aba de ligação direita (depósito adesivo, esmagamento e corte do material com ovalização nas furações) e (c) esmagamento da aba *snap-fit* e corte das duas cavilhas na interface direita.

No segundo regime, verificou-se um acréscimo repentino da deformação para um nível de carga, também, sensivelmente constante (*ca*. 25 kN / interface), até ocorrer a rotura na primeira cavilha (*ca*. 24 kN / par de cavilhas na interface *direita*). As várias roturas podem ser identificadas efectuando uma correspondência entre pontos (1–3) assinalados na respectiva curva  $F - \delta$  da Figura 4.118 e nas Figuras 4.119 (b) a (d). Conforme se exemplifica mais adiante (*cf*. Fig. 4.121, relativa ao provete CT.ST.3), as roturas ocorreram por corte da ponteira da cavilha, na secção de transição com a parte cónica que antecede o perno roscado ( $\phi$ 4,5 mm). As roturas ocorreram em ligeira profundidade de cravação, o que constitui um aspecto favorável quanto ao grau de penetração da cavilha fulminante. A força máxima de corte da primeira cavilha (12 kN) presume-se ser bastante próxima da resistência média ao corte avaliada pelo fabricante, atendendo ao valor característico apontado, *cf*. Tabela 4.16. Esta comparação será realizada mais à frente tendo em conta o valor médio dos dois ensaios onde ocorreram o corte das cavilhas (provetes CT.ST.1 e CT.ST.3).

Apesar da primeira fase inelástica da deformação parecer estar, em grande medida, relacionada com o comportamento *pseudo*-dúctil do painel celular na direcção transversal, a segunda fase demonstrou um funcionamento adequado das cavilhas neste tipo de conexão. Para além de terem assegurado capacidade resistente durante o esmagamento do material GFRP, é possível quantificar um escorregamento relativo nas cavilhas próximo de 6 mm, mantendo a capacidade de carga após rotura do material. Neste contexto, importa destacar a capacidade de deformação assinalável das cavilhas (dispostas aos pares) que,

embora não tenham funcionado em pleno desde o regime inicial do comportamento da ligação, sugerem índices de ductilidade que podem ser associados aos requisitos de classificação de conector dúctil, no âmbito dos pernos de cabeça aplicados nas conexões mistas aço – betão **[4.55]**. Porém, o tipo de colapso envolvido nesta conexão apenas foi verificado num provete, tendo em conta que as roturas ocorreram nas duas interfaces de um modo idêntico.

Relativamente ao provete CT.ST.2, na Figura 4.121 encontra-se representada a evolução da deformada do provete segundo as fases mais características da sua resposta: (a) regime linear, com progressão da encurvadura local (transversal) de ambos os banzos de interface dos painéis, (b) e (c) rotura em cada banzo dos painéis – ponto I (*esquerda*) e ponto II (*direita*), por corte do material laminado na direcção da pultrusão. Os modos de rotura ilustrados na Figura 4.121, antecederam o colapso final do provete, com desenvolvimento de grandes deslocamentos, conforme se mostra na Figura 4.122 (a).



*Figura 4.121*: Comportamento do provete CT.ST.2 em sequência: (a) regime linear, com progressão da flexão dos banzos dos painéis de interface e corte do material a meia altura dos banzos (b) esquerdo – I e (c) direito – II.

Ao contrário do provete anterior, a compressão transversal instalada nos banzos de interface, em cada lado dos painéis, foi de tal ordem elevada que conduziu à encurvadura local das paredes, por flexão para fora do seu plano, até se atingir a primeira rotura frágil num dos banzos – ponto I, vd. Fig. 4.121 (b). Esta rotura ocorreu por corte do material laminado, ao longo de toda a largura do painel, tendo correspondido à carga máxima atingida. Após forte decréscimo da capacidade resistente do provete, sucedeu logo de seguida a segunda rotura no banzo homólogo do painel da face oposta – ponto II, vd. Fig. 4.121 (c). Posteriormente, o ensaio progrediu em grandes deformações do provete, para um nível de carga sensivelmente constante (1/3 de  $F_{máx}$ ), vd. Fig. 4.118 e Fig. 4.122 (a).

A fase inelástica referida resultou de um comportamento *pseudo*-dúctil dos painéis de GFRP, submetidos a forças de compressão e corte no seu plano transversal, tendo por consequência elevadas distorções nas paredes da secção, com roturas "plásticas" nos nós de ligação banzo-alma. À semelhança do comportamento do provete anterior, em regime elástico linear, a transferência da carga das cavilhas para os painéis induziu a flexão lateral do painel, entre aqueles pontos de cravação e a célula de assentamento do provete (*i.e.*, gerou-se um efeito de encurvadura global a meia altura do painel). Porém, neste provete, pode entender-se um aperto localizado ao nível da célula *snap-fit* superior às correspondentes forças de atrito geradas no primeiro provete (CT.ST.1), atendendo à rotura inicial e pós rotura observadas segundo deformações exclusivamente centradas na segunda metade inferior dos dois painéis, sem aparentemente mobilizar em pleno as cavilhas.



*Figura 4.122*: Pormenores da rotura no provete CT.ST.2: (a) aspecto do colapso final, (b) integridade do sistema de cravação (cavilhas e porca – anilha) e (c) lâmina adesiva aderente na aba *snap-fit* de contacto do painel.

O efeito da encurvadura global entre as secções referidas, mais rigidificadas, transitou para um efeito de instabilidade local ao nível do banzo "mais fraco" – banzos de interface imediatamente abaixo da cavidade *snap-fit* mais associáveis à instabilidade por compressão transversal face aos banzos das restantes células. Estes últimos terão sido mais restringidos à flexão lateral devido a um determinado confinamento assegurado ao nível da célula de base betonada.

Para além disso, as chapas de travamento lateral do provete parecem ter sido responsáveis por uma transmissão de esforços favorável ao modo local de instabilidade nos banzos de interface em causa (atente-se ao travamento do banzo oposto conferido pelas chapas laterais, *cf*. Fig. 4.121 (a) e 4.122 (a)). Nesse sentido, as compressões transversais instaladas naquelas paredes podem ter sido agravadas pelo mecanismo de transferência dos efeitos da flexão transversal entre nós da secção celular. A rigidez mais elevada neste provete da série em análise pode também reflectir o aperto mais elevado nas ligações *snap-fit*, consequente num comportamento da conexão sem um funcionamento "aparente" das cavilhas em particular, *vd*. Fig. 122 (c). Importa ainda salientar que neste provete foi possível constatar a maior mancha de adesivo excedente, colada na aba do banzo de interface do painel, *vd*. Fig. 4.122 (c), podendo corroborar um nível superior de rigidez (global) face ao dos restantes provetes.

Como referido, neste ensaio de conexão não foi possível reproduzir o comportamento desejável para a ligação mecânica constituída. Pode concluir-se que a transmissão da carga para o painel, em regime linear da resposta  $F - \delta$ , foi praticamente devida ao aperto das cavilhas contra o painel (por atrito do sistema porca – anilha). Quer as cavilhas quer o material laminado das abas *snap-fit*, nas zonas adjacentes às furações, não sofreram aparentemente quaisquer danos ou deformações de assinalar ou, no último caso, passíveis de constatar à vista desarmada. Esta situação foi igualmente verificada no estado de colapso final do provete, *vd*. Figs. 4.121 (b) e (c).

Por último, refere-se o provete CT.ST.3, cujo seu estado deformado pode ser observado na Figura 4.123, para 3 regimes de comportamento: (a) regime linear em pré-rotura por encurvadura local (transversal) do banzo do painel da interface direita, (b) rotura por corte do material na parede do banzo referido – ponto I e (c) roturas simultâneas do par de cavilhas da interface esquerda – pontos 1 e 2.



*Figura 4.123*: Comportamento do provete CT.ST.3 em sequência: (a) regime linear, com desenvolvimento acentuado da flexão do banzo do painel da interface *direita*, (b) corte longitudinal do material pultrudido a meia altura do banzo *direito* – II e (c) rotura simultânea do par de cavilhas da interface *esquerda* – 1 e 2.

A análise da respectiva curva  $F - \delta$  representada na Figura 4.118, em paralelo com a sequência ilustrada na Figura 4.123, permite compreender um comportamento no provete CT.ST.3 num modo combinado dos registados nos ensaios mecânicos anteriores. Durante o regime inicial (linear), parte da carga foi directamente transmitida pelo conjunto de cavilhas aparafusadas ao painel do lado *direito*, conduzindo à flexão progressiva<sup>1</sup> da parede do respectivo banzo de contacto, na célula logo abaixo da cavidade *snap-fit*. Instantes antes da sua rotura por instabilidade local, foi visível na interface *esquerda* um determinado escor-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Segundo efeitos de instabilidade e mecanismo de transmissão de esforços similares aos desenvolvidos no provete CT.ST.2 (transição da encurvadura global, na meia altura do painel, para local na parede do banzo, com restrição das chapas laterais).

regamento – registo final da curva  $F - \delta$ , com perda de rigidez, antes da força máxima, vd. Fig. 4.118. Atendendo aos restantes regimes observados no comportamento do provete (até ao colapso de umas ligações de interface), presume-se, uma vez mais, que aquela deformação tenha sido resultante da perda de atrito do sistema cravado, dando início ao esmagamento do material da aba nas zonas de furação em causa, vd. Figs. 4.123 (a) e 4.124 (a). O limite máximo da carga correspondeu à rotura frágil do banzo da interface *direita*, por corte a meia altura do laminado (direcção da pultrusão), devido à rotação excessiva nos nós banzo-alma da parede correspondente, vd. Fig. 4.123 (b) – ponto I e Fig. 4.124 (b).



*Figura 4.124*: Pormenores da rotura do provete CT.ST.3: (a) colapso da ligação na interface *esquerda*, (b) colapso do banzo do painel da interface *direita*, com integridade do sistema de cravação (cavilhas e porca – anilha),
(c) corte das cavilhas em profundidade e (d) lâmina adesiva aderente na aba *snap-fit* de contacto do painel.

Após ocorrida a primeira rotura (ponto I), com queda relativamente acentuada do nível de carga, as cavilhas da interface *esquerda* foram mobilizadas, progredindo no esmagamento do material da respectiva aba de ligação *snap-fit*. A tensão de compressão máxima nas zonas de furação pode ser estimada em 300 MPa, sendo este valor bastante superior à resistência transversal do material (124 MPa). À semelhança do observado no provete CT.ST.1, este fenómeno foi caracterizado por um comportamento *pseudo*-dúctil, tendo em conta o aumento relativo do deslocamento (*ca*. 3 mm), segundo um ligeiro acréscimo do nível de carga. Note-se que esta deformação foi claramente observável no decorrer do ensaio. Uma vez "cessada" a rotura do material (por restrição dos pontos de cravação nas proximidades das abas verticais *snapfit*), o comportamento seguinte foi condicionado pela ductilidade das cavilhas que mostraram, igualmente, uma capacidade assinalável (*ca*. 5,5 mm), até suceder a rotura do par praticamente em simultâneo (na mesma interface, *esquerda*). Como se observa nas Figuras 4.124 (a) a (c), as roturas ocorreram por corte segundo um modo (secção ponteira – fuste) e um nível de carga (23 kN / par de cavilhas) bastante similares aos verificados no provete CT.ST.1 – sujeito a colapsos do género nos seus meios de conexão. Com base no valor médio da carga de rotura das cavilhas, obtida nos ensaios CT.ST.1 e CT.ST.3, procedeu-se ao cálculo da respectiva resistência ao corte característica, segundo o método de avaliação<sup>1</sup> estatística previsto na norma **NP EN 1990:2009 [4.41]**. Embora baseado numa amostra muito reduzida de ensaios (n = 2), a consistência da propriedade média (cv. = 9%) resultou num valor característico de cerca de 8 kN, para um coeficiente  $k_n = 2,01$  correspondente ao quantilho de 5%. Como referido anteriormente, face ao valor característico apontado pelo fabricante:  $V_{Rk} = \gamma_g V_{rec}$  (para  $V_{rec} = 2,4$  kN e  $\gamma_g > 3$ ), cf. Tabela 4.16, justifica-se a rotura dúctil ao corte das cavilhas, para o nível médio de carga quantificado.

Durante os regimes inelásticos anteriores, o painel da interface *direita* acumulou uma maior deformação na metade abaixo da célula *snap-fit*, por "plastificação" excessiva da secção de corte do banzo e nós de ligação banzo-alma. Nesta interface, não foram verificados danos ou deformações quer no conjunto metálico de cravação, quer no material da aba *snap-fit* adjacente às furações, *vd*. Fig. 4.124 (b). Esta superfície cravada – aparafusada manteve-se íntegra até ao colapso da conexão da interface oposta.

Uma razão para a tendência da primeira rotura, ocorrida no painel do lado direito, pode dever-se ao facto da interface mecânica em causa ter mobilizado mais carga em virtude de um funcionamento mais solidário do conjunto cravado / adesivo – painel, desde os regimes iniciais, face aos níveis assegurados no lado oposto. Neste aspecto, foi possível verificar que a interface de colapso do provete (cavilhas, *inc*. rotura do material GFRP) deteve uma área de "depósito" adesivo relativamente reduzida face à mancha de colagem no painel do lado direito, *vd*. Fig. 4.124 (d). Além disso, desvios laterais inerentes aos ajustes do sistema de aplicação da carga podem, também, ter estado na causa do comportamento e da rotura mais "assimétricos" verificados neste terceiro provete da série mecânica. Contudo, os pares de curvas individuais  $F - \delta$ , respeitantes a cada provete, permitem detectar na generalidade dos provetes a ocorrência de rotações mais significativas em profundidade que lateralmente, *cf*. Figs. C.34 do Anexo C.3.2.

Por último, refira-se que as lâminas adesivas, excedentes do processo de colagem entre módulos dos painéis, influenciaram o comportamento das ligações mecânicas dos provetes, sobretudo em regime elástico. Esta situação poderia ser facilmente contornada isolando o banzo do perfil de aço, recorrendo a material neutro, antes de se proceder à cravação do primeiro módulo celular do painel e posterior instalação do módulo complementar. Além disso, o grau de aperto nas cavilhas aparafusadas poderá ter constituído a causa principal para um comportamento das conexões mecânicas não representativo do desempenho e efeitos pretendidos do tipo de conexão de corte materializada, nomeadamente ao nível da amostra de ensaio CT.ST.2.

 $_{1} X_{k} = X_{m} \cdot (1 - k_{n} \cdot cv.)$ , em que:

 $X_m$  – valor médio;

 $X_k$  – valor característico, para  $k_n$  = 2,01 (n = 2 ensaios) NP EN1990:2009 [4.41].

# 4.4.2.3 Série mista CT.ES

As curvas  $F - \delta$  relativas aos provetes com conexão mista encontram-se representadas na Figura 4.125, tendo sido necessário, uma vez mais e pelas razões apontadas, proceder à correcção de uma das curvas (provete CT.ES.1 – translação dos deslocamentos segundo um diferencial<sup>1</sup> de 1,17 mm).



*Figura 4.125*: Curvas *Força – Deslocamento*,  $(F - \delta)$ , nos provetes da série mista CT.ES.#.

Na Tabela 4.19 são apresentados os valores dos parâmetros  $F_{m\alpha}$ ,  $\delta_u \in K$  (*inc.* valor médio  $\pm cv$ .). Além disso, nesta série justificou-se a identificação de um outro parâmetro de carga –  $F_{rot}$ , sendo este associado à primeira rotura desenvolvida resultante numa perda significativa da rigidez, *vd*. Fig. 4.125 e Tabela 4.19.

Série   Provete		Frot [kN]	<b>F<sub>máx</sub></b> [kN]	<b>δ</b> <sub>u</sub> [mm]	<b>K</b> [kN/mm]	
Mecânica	CT.ES.1	119	120	1,54 <sup>(1)</sup>	107	
	CT.ES.2	89	103	1,23	196	
	CT.ES.3	94	94	1,84	179	
média ± cv.		$100 \pm 16\%$	106 ± 12%	$1,54 \pm 20\%$	161 ± 29%	

Tabela 4.19: Propriedades do ensaio de conexão de corte da série mista CT.ES.#.

<sup>(1)</sup> Deslocamento corrigido para um diferencial de 1,17 mm.

O comportamento inicial da presente série foi linear até determinado nível de carga ( $F_{rot}$ ), não obstante o regime fortemente não linear (corrigido) verificado no provete CT.ES.1 (até *ca*. 20%. $F_{máx}$ ). Em relação aos restantes, este comportamento poderá ter sido devido a um ajuste inicial menos regular do siste-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Diferencial do deslocamento correspondente à abcissa da rigidez tangente para ordenada na origem.

ma de aplicação da carga na chapa de assentamento, tal como pode perceber-se pelas curvas individuais  $(F - \delta)$  de cada provete que demonstram a grandeza dos desvios relativos, *cf.* Fig. C.35 do Anexo C.3.2.

O comportamento registado foi substancialmente distinto do avaliado nas séries anteriores. Em todos os casos, o nível de carga  $F_{rot}$  correspondeu à rotura de um dos banzos (interface) dos painéis ao nível da célula de base – ponto I, *vd*. Fig. 4.125. Estas roturas foram ligeiramente diferenciadas nos 3 provetes, podendo resumir-se os seus desenvolvimentos por: (a) CT.ES.1 – ligeira flexão do banzo com esmagamento do material até ao corte último da parede a meia altura, (b) CT.ES.2 – enrugamento da extremidade do banzo com delaminação do material e separação do nó banzo-alma e (c) progressão de instabilidade local no banzo, segundo flexão para fora do plano, até corte último do material a meia altura da parede com delaminação dos respectivos nós banzo-alma, *vd*. Figs. 4.126 e 4.127.



*Figura 4.126*: Comportamento dos provetes, pós 1<sup>a</sup> rotura  $F_{rot}$  e carga  $F_{máx}$ : (a) CT.ES.1, (b) CT.ES.2 e (c) CT.ES.3.



*Figura 4.127*: Pormenores das primeiras roturas – I desenvolvidas nas bases dos provetes da série mista (CT.ES.#): (a) CT.ES.1 – esmagamento e corte do banzo, (b) CT.ES.2 – delaminação do material e (c) CT.ES.3 – corte do banzo.

Os diferentes modos da primeira rotura nos provetes resultaram também em diferentes níveis de carga –  $F_{rot} = 100 \pm 16\%$ . Embora nos 2 provetes não travados entre banzos (CT.ES.1 e CT.ES.3) tenham sido desenvolvidos fenómenos locais relativamente similares, a variação entre os primeiros picos e máximos das cargas correspondentes (*ca.* 25 kN) pode ter estado relacionada com a velocidade de aplicação da carga. De facto, no primeiro provete, a velocidade foi cerca do dobro da imprimida nos restantes ensaios (*ca.* 1,0 kN/s)<sup>1</sup>. Nesse aspecto, é possível também associar-se uma perda mais significativa da rigidez no provete CT.ES.3 antes de ser atingida a carga  $F_{rot}$  (*inc.* patamar reduzido a 62,5 kN).

No provete CT.ES.2, com cunha de madeira entre banzos, pode verificar-se na respectiva curva  $F - \delta$ um primeiro "ruído" para um nível de carga próximo do patamar referido no provete CT.ES.3, continuando porém a aumentar a capacidade resistente até se iniciar um regime não linear (forma "serrada"). De facto, apenas neste provete (CT.ES.2), pode ser caracterizada uma segunda fase do comportamento, até ao limite máximo da carga ( $F_{máx}$ ), com aumento da deformação sem uma perda absoluta da capacidade resistente. Nos outros 2 provetes, o corte último do banzo da célula de base representou um comportamento mais ou menos frágil, segundo uma redução relativa da resistência e da rigidez até estes parâmetros aumentarem de novo e se atingir a carga  $F_{máx}$ , vd. Fig. 4.128.



*Figura 4.128*: Pormenores das segundas roturas – II desenvolvidas nos provetes da série mista (CT.ES.#): (a.1)–(b.1) instabilidade local dos banzos dos painéis, incluindo corte do material, nos provetes CT.ES.2–CT.ES.3 e (a.2)–(b.2) rotura adesiva com separação parcial da interface adesivo – perfil, nos provetes CT.ES.2–CT.ES.

As fases do comportamento que antecederam os picos máximos da carga podem ser classificadas por um regime *pseudo*-dúctil, em virtude da progressão, mais ou menos acentuada, das roturas do material laminado na direcção transversal. Nestas fases foram identificados sinais claramente audíveis. As cargas máximas corresponderam às roturas assinaladas no gráfico da Figura 4.125 e na Figura 4.126 – pontos II.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Velocidade típica de aplicação do carregamento: 0,2-0,5 kN/s.

Estas foram caracterizadas por um modo de instabilidade local nos banzos das células dos painéis, logo abaixo da cavidade *snap-fit*, em virtude da perda da resistência aderente entre adesivo – perfil de aço, na zona de interface associada à encurvadura daquelas paredes, *vd*. Fig. 4.128. Estes fenómenos para  $F_{máx}$  sucederam no lado do provete (painel) contrário onde ocorreu a primeira rotura para  $F_{rot}$ . Pelas razões anteriormente presumidas, faz-se notar a coerência entre a magnitude dos regimes "inelásticos" e os picos das cargas de rotura e máxima nos provetes CT.ES.1 e CT.ES.3. Um outro aspecto que poderá corroborar as diferenças de "escala" daqueles regimes (segundo modos de rotura iniciais similares) poderá estar relacionado com a disposição do painel na interface tendo em conta o modo de interligação na cavidade *snap-fit*, *vd*. Fig. 4.126.

A carga máxima foi atingida para um valor médio  $F_{mdx} = 106$  kN  $\pm 12\%$ , segundo uma dispersão relativa reduzida. Após a carga máxima, os deslocamentos aumentaram consideravelmente em todos os provetes, associado a um decréscimo acentuado do nível de carga. Este comportamento deveu-se à progressão dos efeitos locais de instabilidade, conduzindo à expansão das superfícies de rotura adesiva, entre os painéis GFRP e o perfil HEB, até se dar uma separação completa entre materiais numa área parcial da interface – compreendida entre a zona de cravação da célula *snap-fit* e a secção inferior de contacto, *vd*. Figs. 4.128 (a.2) e (b.2). Durante esta fase, os painéis sofreram deformações significativas por distorção das suas paredes laminadas, com ocorrência de múltiplas delaminações no material, sobretudo por "plastificação" dos nós banzo-alma e suas imediações na unidade central *snap-fit.*, *vd*. Fig. 4.129.



*Figura 4.129*: Delaminações nos nós banzo-alma da célula de ligação *snap-fit* e integridade do sistema de cravação: (a.1) e (a.2) painel esquerdo e direito do provete CT.ES.1, (b) e (c) painéis direitos dos provetes CT.ES.2 e CT.ES.3.

Aparentemente, o sistema de cravação não chegou a ser mobilizado, atendendo aos modos de rotura verificados nos provetes e à integridade das cavilhas e zona adjacente às furações, tal como pode ser observado na Figura 4.129. Não foram verificados arrancamentos das cavilhas nem quaisquer descolamentos adesivos nas interfaces superiores, *i.e.*, acima da unidade *snap-fit (inclusive)*. Esta situação pode ser integrada no contexto das análises acima efectuadas, em termos do comportamento dos provetes.

De facto, estes parecem ter sido induzidos num modo de transferência de cargas análogo ao verificado nos provetes cravados, resultante num efeito de encurvadura global na meia altura inferior dos painéis. Porém, dada a conexão adesiva na interface, as cargas parecem ter sido directamente encaminhadas para os banzos de apoio, levando às suas roturas "prematuras" nos modos descritos, sendo apenas desenvolvidas, posteriormente, nos banzos das células superiores (abaixo da unidade *snap-fit*). Nesse sentido, pode afirmar-se que o "eixo" cravado a meia altura das interfaces foi responsável por uma absorção das cargas no adesivo, somente a partir da cota das cavilhas cravadas (até à secção da base inferior do contacto). Neste ponto, pode concluir-se que as cavilhas não tiveram um funcionamento propriamente mecânico, mas sim, constituíram um ponto de maior aderência entre os banzos dos painéis e o perfil de aço, em virtude do aperto localizado e constante da lâmina adesiva naquela secção (cavilha roscada), seguramente superior ao assegurado nas restantes zonas da interface. Como tal, esta situação correspondeu a uma rigidificação pontual da conexão do provete, que influenciou o modo de encaminhamento das cargas – menos regular e mais curto ao longo das superfícies de interface, face ao caso das conexões apenas adesivas (CT.EP.#) – mais regular em toda a altura das interfaces.

A transmissão da carga entre 2 pontos da interface, com conexão adesiva, condicionou as primeiras roturas ocorridas nos banzos das células de assentamento dos painéis que, embora preenchidas com betão, constituíram as zonas mais "fracas" dos provetes. No entanto, também ao contrário do sucedido nalgumas conexões mecânicas (CT.ST.#), preveniu-se a instabilidade local nos banzos próximos da célula central *snap-fit*, até se atingir a resistência máxima à aderência entre o adesivo e o perfil de aço. Pelas razões apontadas para o comportamento da actual série, pode justificar-se uma rigidez de corte 40% inferior à estimada nas conexões adesivas – K = 161 kN/mm ± 29%. Neste contexto, faz-se notar que, considerando uma mesma largura de interface (200 mm) e espessura de colagem (3 mm), a cone-xão mista apresenta uma rigidez superior à adesiva caso ambas as componentes sejam relacionadas com os comprimentos de conexão efectiva do tipo de ligação correspondente: CT.ES.# – 670 N/mm<sup>2</sup> (h' = 240 mm)<sup>1</sup> e CT.EP.# – 560 N/mm<sup>2</sup> (h = 477 mm)<sup>2</sup>.

Nas Figuras 4.130 (a) e (b) são apresentados os diagramas das extensões axiais ( $\varepsilon$ ) registadas no banzo do painel, ao longo da altura da superfície da interface (h), relativos aos provetes CT.ES.2 e CT.ES.3. Tal como representado nos provetes da série adesiva, os andamentos foram obtidos das leituras correspondentes a cada quarta parte da percentagem da força máxima (25% a 100% de  $F_{máx}$ ) e conforme posição dos extensómetros ( $\varepsilon_l - \varepsilon_6$ ), vd. Fig. 4.116 (c). De igual forma, nos diagramas da Figura 4.130 é efectuada uma correspondência entre a extensão e a tensão axial ( $\varepsilon / \sigma$ ), em que a segunda propriedade foi estimada da relação entre a extensão e o módulo de elasticidade à compressão no plano transversal do painel ( $\hat{E} = 12,0$  GPa).

 $h' = 210 \text{ mm} - \text{altura da interface compreendida entre a secção extrema (base) e a cota da secção de cravação da célula$ *snap-fit*(secção a partir da qual não se verificaram roturas adesivas numa cota superior),*cf.*Fig. 4.94.

 $<sup>^{2}</sup>$  h = 477 mm – altura total da interface, *cf.* Fig. 4.94.

Também na parte final do Anexo C.3.2 podem ser consultadas as leituras extensométricas em função do nível de carga ( $F - \varepsilon$ ), *cf*. Figs. C.37: (a) – provete CT.ES.2 e (b) – provete CT.ES.3.



*Figura 4.130*: Digramas *Extensão / Tensão – Altura da interface*, ( $\varepsilon / \sigma - h$ ) ao eixo no banzo do painel: a) provete CT.ES.2, (b) provete CT.ES.3 e (c) posição dos extensómetros ( $\varepsilon_{\Gamma} - \varepsilon_{6}$ ) nos provetes (dimensões em *mm*).

As curvas dos diagramas das Figuras 4.130 (a) e (b) apresentam um andamento bastante próximo das evoluções registadas nos provetes da série adesiva (CT.EP.#). De igual modo, as deformações mais elevadas foram mobilizadas junto à secção de base da interface ( $\varepsilon_6$ ), para uma ordem de valores similar à registada naquela primeira série (*ca*. 0,35%*c*), *vd*. Fig. 4.130. Note-se que no provete CT.ES.2 deixou de ser possível obter leituras válidas em quase toda a linha de extensómetros nos níveis de carga mais elevados, entre os limites de carga  $F_{rot}$  e  $F_{máx}$ , *cf*. Fig. C37 (a) do Anexo C.3.2.

Uma vez mais, é de assinalar o decréscimo das extensões na metade inferior da interface, correspondente à cota do extensómetro  $\varepsilon_5$  (a uma altura de 103,5 mm da secção de base). Esta constatação, a par dos modos de rotura observados nos provetes, permite corroborar a hipótese avançada na série adesiva sobre a causa da compressão aliviada naquela zona de interface – efeito de instabilidade local nos banzos (entre nós banzo-alma) por flexão das paredes laminadas.

Conforme pode analisar-se nos diagramas da Figura C.37 do Anexo C.3.2, as curvas das extensões em função da carga  $(F - \varepsilon)$  de ambos os provetes são bastante consistentes com os respectivos comportamentos baseados nas curvas força *vs.* deslocamento  $(F - \delta)$ , que em termos globais indicam níveis de rigidez concordantes entre si.

As extensões medidas nos 2 provetes foram relativamente próximas, entre si, ao longo da altura das suas interfaces. Esta situação permitiu aferir tensões máximas nos banzos superiores a 4 MPa – valor enquadrado no intervalo quantificado na série adesiva. Pelas razões anteriormente apontadas, aquela ordem de grandeza não representa os picos de tensão instalados na secção extrema de contacto da interface (a 43,5 mm da base). Para além disso, aquele valor não deverá ser directamente comparável com a tensão tangencial média expectável no último troço não instrumentado da superfície de colagem. No entanto, pode adiantar-se que a capacidade aderente do adesivo ao perfil de aço (11–15 MPa) foi superada pelas forças submetidas nos banzos, responsáveis por conduzirem à instabilidade local das paredes com um comprimento de onda, sensivelmente, igual à distância entre pontos de ligação banzo-alma.

Como nota conclusiva desta última série de ensaio, pode afirma-se que as conexões mistas apresentaram um desempenho que, na prática, não correspondeu a um comportamento combinado das ligações anteriores, *i.e.*, comportamento condicionado em primeiro lugar pelo adesivo, seguindo-se às roturas adesivas nas interfaces uma mobilização das cavilhas segundo regimes suficientemente dúcteis (até às roturas por corte).

# 4.5 CONCLUSÕES

Na primeira parte do capítulo foi efectuado um levantamento bibliográfico das principais técnicas de execução de ligações em tabuleiros pré-fabricados de FRP, tendo-se dado um maior importância às ligações ao nível do sistema estrutural (SLC). As conexões exclusivamente por colagem ainda não são muito comuns na formação de tabuleiros mistos com painéis compósitos de FRP, apesar das ligações transversais nos painéis (PLC) serem frequentemente realizadas com adesivos. Foram discutidas algumas técnicas de ligação híbrida propostas recentemente no contexto da conexão entre perfis metálicos e painéis multicelulares de GFRP. Porém, estas estão associadas a dispositivos de amarração, com ou sem argamassas de preenchimento, de determinada complexidade construtiva. No âmbito do painel de estudo da presente tese, destacou-se a simplicidade de interligação entre painéis (PLC) por encaixe geométrico, com ou sem pressão, embora, por vezes, não seja viável proceder a métodos convencionais de conexão a uma estrutura de suporte, devido ao sistema de fecho entre as extremidades dos painéis.

Em seguida, foram apresentadas algumas soluções de ligações de guardas de segurança e guarda-corpos em tabuleiros de pontes rodoviárias e pedonais. A preferência tem sido dada pela execução de ligações laterais ao tabuleiro, ao nível da superstrutura de aço de suporte dos painéis, ou superiormente recorrendo a vigas de bordadura embebidas no tabuleiro para efectivação da ligação. Este último caso, associado a barreiras de betão armado, representam técnicas que podem ser consideradas demasiadamente intrusivas nas lajes compósitas, sobretudo se estas não forem apoiadas por uma estrutura de suporte nas suas extremidades (em consola). Por outro lado, as guardas também têm sido constituídas por peças metálicas, de modo a cumprir determinadas exigências regulamentares, tais como a capacidade de resis-

tência às forças de impacto, de rigidez e de ductilidade. No entanto, face aos sistemas de amarração preferidos para o efeito nas estruturas mais tradicionais, existe uma dificuldade acrescida em garantir uma fixação capaz de absorver a energia de impacto, que está relacionada com o comportamento frágil e a rigidez normalmente reduzida do material dos painéis FRP, também associada à sua própria estrutura celular.

Na segunda parte do capítulo foi estudado o comportamento estático do painel em análise na direcção transversal, tanto em flexão como sob solicitações no seu plano (à compressão e ao corte). Este estudo foi baseado em investigações experimentais e numéricas, complementadas por formulações analíticas. Em termos experimentais, o comportamento dos painéis foi investigado considerando quer a sua forma modular *simples* (secção multicelular corrente, sem influência de ligações), quer em especial o modo de *interligação* entre painéis por meio da junta de encaixe vertical sob pressão (*snap-fit*).

O comportamento do painel à flexão foi elasto-plástico do tipo bilinear, com rotura dúctil (índice de ductilidade – 2) para uma tensão axial limite elástico de 2,8 MPa e uma tensão na rotura de 3,6 MPa. Do modelo constitutivo resultou um módulo de elasticidade transversal de 10,3 GPa, não sendo este representativo de um módulo em flexão do painel de laje. Foi avaliada uma reduzida rigidez de flexão "aparente" do painel (1% face à longitudinal) e uma resistência condicionada por mecanismos de transferência de esforços na secção celular (efeito de Vierendeel). Foi estimada uma relação de apenas 4% entre a rigidez de flexão "aparente" e "nominal", o que sugere uma interacção de corte no núcleo do painel praticamente desprezável.

A relação constitutiva do painel à compressão no plano foi modelada segundo um comportamento elástico linear, com rotura praticamente frágil, para uma tensão última à compressão de 17 MPa. Esta resistência não foi limitada pela tensão crítica de instabilidade global avaliada numericamente (15 MPa), uma vez esses efeitos de encurvadura serem, na prática, restringidos numa dada ligação do painel a uma estrutura de suporte (conectores e colagem). Foi avaliado por via extensométrica um módulo de elasticidade à compressão transversal no plano de 12,0 GPa, correspondente a uma rigidez axial de quase o dobro da componente global aferida do ensaio com base na variação do comprimento sofrido pelo sistema modular. A rigidez admitida foi validada recorrendo aos modelos numéricos desenvolvidos.

O comportamento do painel ao corte no plano foi representado por um modelo constitutivo elastoplástico bilinear, com rotura dúctil (índice de ductilidade – 3), segundo uma tensão tangencial de limite elástico de 50 kPa e uma tensão última de 69 kPa. Foi fixado um módulo de distorção no plano do painel de 1,6 MPa. Esta constante elástica é da ordem de grandeza de  $10^{-3}$  dos valores típicos das propriedades na direcção longitudinal (à escala do laminado e do elemento). Tal como constatado no comportamento à flexão, os reduzidos níveis de rigidez e resistência avaliados ao corte foram consequentes da elevada flexibilidade dos nós de ligação banzo-alma, associado ao mecanismo de transferência do esforço rasante na secção tubular por efeito de Vierendeel. As propriedades mecânicas do painel foram moderadamente influenciadas pelas juntas adesivas *snap-fit*, associando-se às ligações epoxídicas capacidades de resistência e de rigidez superiores às de poliuretano, à excepção do comportamento verificado ao corte no plano (numa ordem inversa). Não obstante, as juntas adesivas na cavidade de ligação *snap-fit* revelaram, de uma maneira geral, um desempenho bastante adequado tendo em conta o comportamento de referência do painel na sua configuração *simples* (secção corrente). Foi sempre mantida a integridade nas células *snap-fit*, sem identificação de roturas ou danos visíveis, provando a capacidade de monolitismo conferida pelas juntas coladas numa associação de painéis (*interligados*). A configuração geométrica da secção na forma tubular e arquitectura dos nós banzo-alma parecem constituir, de facto, os factores que mais influenciaram a rigidez de flexão transversal e ao corte no plano do painel. Estes níveis de rigidez foram substancialmente reduzidos, a par das correspondentes capacidades resistentes, em resultado do modo de transferência de esforços entre banzos do painel (corte e flexão transversal das almas), embora de comportamento satisfatoriamente dúctil na rotura.

A hibridização do painel de laje, por preenchimento do seu núcleo com espuma expansível de poliuretano, teve por consequência uma melhoria bastante acentuada das propriedades mecânicas em todos os modos de solicitação. Em flexão e ao corte, a resistência e rigidez dos sistemas *híbridos* apresentaram aumentos médios similares, superiores a 100%, face aos níveis dos sistemas *standard*, atingindo a resistência ao corte uma capacidade quase 3 vezes superior. Em compressão, a percentagem anterior manteve-se sensivelmente semelhante em termos de resistência (1,8–2,1 vezes superior), tendo sido a rigidez à compressão dos sistemas *híbridos* a menos influenciada (acréscimos de 10–30%).

As propriedades mecânicas transversais no plano estabelecidas neste capítulo para o painel multicelular tiveram por finalidade assegurar uma análise completa e uma verificação da segurança adequada do sistema misto proposto para o tabuleiro da ponte pedonal – **Capítulo 6**, no que respeita aos seguintes aspectos:

- Em termos de propriedades no plano, enquanto a rigidez à compressão permite conhecer a distribuição de tensões na secção mista e calcular os deslocamentos nos ELS, a rigidez ao corte permite avaliar o grau de interacção compósita na secção, devido à flexibilidade do núcleo do painel ao esforço de corte rasante. A verificação aos ELU do sistema misto pode ser efectuada com base nas respectivas capacidades resistentes no plano.
- Em termos de propriedades em flexão, a rigidez transversal permite complementar a avaliação identificada anteriormente do grau de acção compósita da secção híbrida, tendo em conta uma interacção de corte "parcial" entre banzos do painel multicelular. Um estudo mais aprofundado neste âmbito, permitiria conhecer a largura de influência do painel de laje condicionada pelo comportamento transversal e natureza ortotrópica do sistema de laje. De igual modo, a verifica-ção aos ELU da secção mista pode ser efectuada, em regime elástico e *pseudo*-plástico, com base nas capacidades de resistência limite elástico e última em flexão.

Na última parte do capítulo foi estudada a ligação entre o painel compósito de estudo e perfis-H de aço estrutural, segundo uma conexão de corte admitida por três tipologias: (i) adesiva, (ii) mecânica por cravação de conectores e (iii) mista por combinação de ambas. Para o efeito, foi realizada uma campanha experimental baseada nos princípios do ensaio de arranque (*push-out*) para vigas aço – betão. Da fase inicial desta campanha resultou o sistema que foi seleccionado para a forma de conexão mecânica no tabuleiro híbrido da ponte pedonal. Neste aspecto, concluiu-se que a utilização de conectores por fulminantes do tipo cavilha roscada representa uma solução bastante viável na conexão de vigas mistas aço – GFRP. Face a um conjunto de soluções (*e.g.*, soldaduras), analisadas no âmbito da obra de construção da ponte pedonal, podem ser destacadas as seguintes vantagens da aplicação de cavilhas fulminantes na fixação do painel multicelular em causa: a) rapidez e facilidade de aplicação em fábrica e em obra, b) operacionalidade recorrendo a equipamento leve, c) mão-de-obra não especificamente qualificada e d) menor exigência no controlo de qualidade e no rigor geométrico das furações a executar nos painéis. É no último ponto que reside a mais-valia da combinação desse sistema de cravação no elemento de laje utilizado, atendendo à forma de interligação por encaixe dos painéis apenas nas suas extremidades.

Os resultados dos ensaios de conexão de corte, por três séries de três provetes cada, mostraram que os da série adesiva foram os que apresentaram um comportamento mais regular. Neste caso, o comportamento foi praticamente linear até à rotura adesiva na interface (súbita), tendo essa ligação assegurado uma rigidez e uma resistência (134 kN/mm e 68 kN por interface, respectivamente) superiores às avaliadas nas ligações das restantes séries. Nestas últimas, que incluíram elementos cravados, foram observados comportamentos e modos de rotura distintos entre provetes da mesma série. Uma das principais causas parece ter sido gerada pelo grau de aperto das cavilhas conferido manualmente no sistema roscado de porca-anilha, responsável por instalar localmente diferentes estados de compressão nos painéis contra os perfis-H.

Em relação à série cravada, somente num provete foi registado um funcionamento adequado das cavilhas (nas duas interfaces de conexão), após estas terem assegurado resistência no sistema durante o esmagamento do material pultrudido ocorrido numa fase inicial, após carga máxima. Foi assinalável a capacidade de deformação das cavilhas (6 mm) que, apesar de não terem funcionado em pleno desde o regime inicial do comportamento da ligação, apontaram para uma correspondência com os requisitos de classificação de conector dúctil, no contexto dos pernos de cabeça das conexões mistas convencionais. Noutro dos prove-tes desta série, o comportamento observado foi condicionado por fenómenos de encurvadura local induzi-dos nas paredes dos banzos de interface, sem aparentemente terem sido mobilizadas as cavilhas (por aper-to excessivo). A instabilidade teve por efeito a flexão para fora do plano dos laminados, até se atingirem roturas frágeis por corte do material. O comportamento relativo ao terceiro provete parece ter sido resul-tante de uma combinação dos dois acima referidos, podendo cada um deles ser associado a uma interface. Tal como no primeiro exemplar, numa das interfaces deste provete foram notórios os diferentes regimes de ductilidade devidos à estrutura celular do painel e ao par de cavilhas, até às suas roturas por corte. Por último, as conexões da série mista apresentaram um comportamento que não correspondeu a um desempenho esperado de uma ligação adesiva combinada com cavilhas, em virtude do funcionamento destas ter sido, uma vez mais, condicionado pelo nível de aperto roscado. Esta situação induziu efeitos de encurvadura global na meia altura inferior dos banzos de interface dos painéis (abaixo do snap-fit), colaborando a camada adesiva, neste caso, para um encaminhamento directo das cargas para os banzos de apoio dos provetes. Por esta razão, justificam-se as roturas "prematuras" ocorridas nas bases daqueles laminados, sendo apenas desenvolvidas à posteriori roturas nos banzos das células superiores (encurvando e descolando da interface), mas sem nunca sucederem arrancamentos no sistema de cravação ou quaisquer descolamentos adesivos nas interfaces superiores. As cavilhas nunca chegaram a manifestar um funcionamento propriamente mecânico, constituindo apenas um ponto de maior aderência entre os banzos dos painéis e o perfil de aço, em virtude do aperto localizado e constante da lâmina adesiva na secção cravada, seguramente superior ao assegurado nas restantes zonas da interface. Esta situação correspondeu a uma "rigidificação pontual" da conexão do provete, que influenciou o modo de encaminhamento das cargas - menos regular e mais curto ao longo das superfícies de interface, face ao caso das conexões apenas adesivas - mais regular em toda a altura das interfaces. Pelas razões identificadas, é compreensível que a resistência da conexão mista tenha sido ligeiramente inferior à avaliada na série adesiva (50 kN por interface), sendo porém bastante menor em termos de rigidez de corte. No entanto, se as componentes de rigidez de ambas as formas de conexão (largura e espessura idênticas) forem relacionadas com os seus respectivos comprimentos de ligação efectiva, aquelas propriedades são muito próximas entre si (ca.  $300 \text{ N/mm}^2$  por interface).

Embora estes últimos ensaios não tenham correspondido a comportamentos convencionais das ligações de corte materializadas, sobretudo mistas e mecânicas (parcialmente), os seus resultados foram também utilizados no contexto de propriedades mecânicas de conexão com validade de aplicação nos métodos de análise e verificação da segurança do sistema misto da *Ponte Pedonal Compósita* – **Capítulo 6**.

# 4.6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [4.1] Gurtler H (2004); "Composite action of FRP bridge decks adhesively bonded to steel main girders". *Doctoral Thesis in Civil Engineering*, EPFL-CCLab, N° 3135.
- [4.2] Clarke JL (1996); "Structural design of polymer composite". EuroComp, Design Code and Handbook. *The European Structural Polymeric Composites Group. E & FN Spon*, London.
- [4.3] Zhou A, Keller T (2005); "Joining techniques for fibre reinforced polymer bridge deck system". *Composites Structures*, 69(3):336–345.
- [4.4] Temeles AB (2001); "Field and laboratory tests of a proposed bridge deck panel fabricated from pultruded fibre-reinforced polymer components". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA.
- [4.5] Righman J, Barth KE, Davalos JF (2004). "Development of an efficient connector system for fiber reinforced polymer bridge decks to steel girders". *Journal of Composites Construction*, 8(4):279–288.
- [4.6] Burgueno R, Seible F, Karbhari VM, Davol A, Zhao L (1999); "Manufacturing and Construction Support Document for the Kings Stormwarter Channel Bridge". *Technical Report* N<sup>o</sup>. SSRP-99/05, Division of Structural Engineering, University of California, San Diego, California, USA.
- [4.7] Correia JPRR (2004); "Perfis pultrudidos de fibra de vidro (GFRP). Aplicação de vigas mistas GFRP betão". *Dissertação de Mestrado em Construção*, IST, Lisboa.
- [4.8] Lee SW, Hong KJ (2007); "Experiencing more composite-deck bridge and developing innovative profile of snap-fit connections". *Proceedings of COBRAE Conference*, Stuttgart, Germany.
- [4.9] Lee SW, Hong KJ, Kim JI (2008); "Use of the promising composite "Delta Deck" for various composite-deck bridges". In *Proceedings of the 4<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering* (CICE 2008), Zurich, Switzerland, 22–24 July.
- [4.10] Lee SW, Hong KJ, Park S (2010); "Current and future applications of glass fibre reinforced polymer decks in Korea". *Structural Engineering International*, 20(4):405–408.
- [4.11] Zhou A (2005); "Fiber reinforced polymer composite bridge decks". *Lecture Note* VT ESM/CEE/MACR 5984, EPFL-CCLab ST-10.
- [4.12] Zhou A, Coleman JT, Temeles AB, Lesko JJ, Cousins TE (2005); "Laboratory and field performance of cellular fiber-reinforced polymer composite bridge deck systems". *Journal of Composites for Construction*, 9(5):458–467.
- [4.13] Martin Marietta Composites (2002); "DuraSpan Fiber-Reinforced Polymer Bridge Deck Systems". (*website: www.martinmariettacomposites.com*).

- [4.14] Zhou A, Lesko JJ (2006); "State of the art in FRP bridges decks". Virginia Fiber-Reinforced Polymer Composites: Materials, Design and Construction, Showcase, Bristol, Virginia, USA, September 20–21.
- [4.15] Moon FL, Eckel DA, Gillespie JW (2002); "Shear stud connections for the development of composite action between steel girders and fibre-reinforced polymer bridge decks". *Journal of Structural Engineering*, 128(6):762–70.
- [4.16] Godwin G (2003); "Overview of fibre-reinforced composite bridges in the United States and implications for European market development". In *Proceedings of Lightweight Bridge Decks-European Bridge Engineering Conference*, Rotterdam, Netherlands.
- [4.17] Park K-T, Hwang Y-K, Lee Y-H, Kim S-M (2007); "Performance verification of a new pultruded GFRP bridge deck-to-girder connection system". *Composite Structures*, 81:114–124.
- [4.18] Kim H-Y, Hwang YK, Park KT, Lee Y-H, Kim S-M (2005); "Fiber reinforced plastic deck profile for I-girder bridges". *Composite Structures*, 67:411–416.
- [4.19] Burgoyne C (1999); "Advanced Composites in Civil Engineering in Europe". *Structural Engineering International*, 9(9):267–273.
- [4.20] GangaRao H, Craigo C (1999); "Use of Fibre Reinforced Polymers in Bridge Construction". *Structural Engineering International*, 9(9):286–288.
- [4.21] Knippers J, Gabler M (2007); "New design concepts for advanced composite bridges The Friedberg Bridge in Germany". *Reports*, IABSE, 92:332–333.
- [4.22] Knippers J, Pelke E, Gabler M, Berger D (2010); "Bridges with glass fibre-reinforced polymer decks: the road bridge in Friedberg Germany". *Structural Engineering International*, 20(4):400–404.
- [4.23] Canning L (2008); "Mount pleasant FRP bridge deck over M6 motorway". In Proceedings of the 4<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE 2008), Zurich, Switzerland, 22–24 July.
- [4.24] Strongwell. Fiberline structures brochure (*website www.strongwell.com*).
- [4.25] Zhou A, Lesko J, Davalos J (2001); "Fiber reinforced (FRP) decks for bridge systems". Lecture Notes – CFA 01 FRP Deck Overview, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA.
- [4.26] Zhao L, Karbhari VM, Hegemier GA, Seible F (2004); "Connection of a concrete barrier rails to FRP bridge decks". *Composites Part B*, 35:269–278.
- [4.27] Reid JD, Faller RK, Hascall JA (2007); "Deck-mounted steel post barrier system". Journal of Bridge Engineering, 12(4):449–455.

- [4.28] Bank LC, Gentry TR (2001); "Development of a pultruded composite material highway guard-rail". *Composites: Part A*, 32:1329–1338.
- [4.29] Park K-T, Kim S-H, Lee Y-H, Hwang Y-K (2005); "Pilot test on a developed GFRP bridge deck". *Composite Structures*, 70:48–59.
- [4.30] Keller T, Gurtler H (2006); "In-plane compression and shear performance of FRP bridge decks acting as top chord of bridge girders". *Composite Structures*, 72:151–162.
- **[4.31]** Zi G, Kim BM, Hwang YK, Lee Y-H (2008); "An experimental study on static behaviour of a GFRP bridge deck filled with a polyurethane foam". *Composite Structures*, 82:257–268.
- [4.32] Zi G, Kim BM, Hwang YK, Lee Y-H (2008); "The static behaviour of a modular foam-filled GFRP bridge deck with a strong web-flange joint". *Composite Structures*, 85:155–163.
- [4.33] ASTM C 393 (2000); "Standard test method for flexural properties of sandwich constructions". *American Society for Testing and Materials* (ASTM), West Conshohocken, PA.
- [4.34] Vallée T (2004); "Adhesively bonded lap joints of pultruded GFRP shapes". Doctoral Thesis in Civil Engineering, EPFL-CCLab, N° 2964.
- [4.35] Bank LC (2006); "Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials". John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.
- [4.36] Sá MF (2007); "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- [4.37] SIMULIA ABAQUS version 6.10-1 (2010). Analysis user's manual, Dassault Systèmes, Maastricht.
- [4.38] Zhou A (2002); "Stiffness and strength of fibre reinforced polymer composites bridge deck systems". *PhD Thesis in Engineering Mechanics*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, USA.
- [4.39] Correia MM, Nunes F, Correia JR, Silvestre N (2013); "Buckling behaviour and failure of hybrid fiber-reinforced polymer pultruded short columns". *Journal of Composites For Construction*, 17(4):463–475.
- [4.40] EN 1995-1-1 (2002); "Eurocode 5: Design of timber structures Part 1-1: general rules and rules for buildings". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [4.41] NP EN 1990 (2009); "Eurocódigo 0: Base para o projecto de estruturas". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [4.42] Yanes S, Castro J, Vassilopoulos AP, Keller T (2014); "Static performance in transverse direction of pultruded GFRP bridge decks". In *Proceedings of the 7<sup>th</sup> International Conference on FRP Composites in Civil Engineering* (CICE 2014), Vancouver, Canada, 20–22 August.

- [4.43] Keller T, Gurtler H (2005); "Quasi-static and fatigue performance of a cellular FRP bridge deck adhesively bonded to steel girders". *Composite Structures*, 70:484–496.
- [4.44] Keller T, Gurtler H (2006); "Design of hybrid bridge girders with adhesively bonded and compositely acting FRP deck". *Composite Structures*, 74:202–212.
- [4.45] Davalos JF, Chen A, Zou B (2010); "Stiffness and strength evaluations of a new shear connection system for FRP bridge decks to steel girders". *Journal of Composites Construction*, 15(3):441–450.
- [4.46] Davalos JF, Chen A, Zou B (2012); "Performance of a scaled FRP deck-on-steel girder bridge model with partial degree of composite action". *Engineering Structures*, 40:51–63.
- [4.47] Sebastian W, Gegeshidze G, Luke S (2013); "Positive and negative moment behaviours of hybrid members comprising cellular GFRP bridge decking epoxy-bonded to reinforced concrete beams". *Composites: Part B*, 45:486–496.
- [4.48] Alnahhal W, Aref A, Alampalli S (2008); "Composite behaviour of hybrid FRP-concrete bridge decks on steel girders". *Composite Structures*, 84:29–43.
- [4.49] Park K-T, Kim S-H, Lee Y-H, Hwang Y-K (2006); "Degree of composite action verification of bolted GFRP bridge deck-to-girder connection system". *Composite Structures*, 72:393–400.
- [4.50] Park KT (2009); "Analytical verification of a composite level of bolted GFRP bridge deck-togirder connection system". *Composite Structures*, 89:484–488.
- [4.51] Zhang Y, Cai CS (2007); "Load distribution and dynamic response of multi-girder bridges with FRP decks". *Engineering Structures*, 29(8):1676–1689.
- [4.52] EN 1994-1-1 (2004); "Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures Part 1-1: general rules and rules for buildings". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [4.53] Zou B, Chen A, Davalos JF, Salim HA (2011); "Evaluation of effective flange by shear lag model for orthotropic FRP bridge decks". *Composites Structures*, 93:474–82.
- [4.54] HILTI (2009); "Direct fastening Technology manual" (*website www.hilti.com*).
- [4.55] Johnson RP (2004); "Composite Structures of Steel and Concrete Volume I: Beams, Slabs, Columns and Frames for Buildings". *Blackwell Scientific Publications*, Oxford.
- [4.56] SAP2000 version 14.0.0 (2009). User's manual, Computers & Structures, Inc, Berkeley.

# CAPÍTULO 5

# COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE FRP – FLUÊNCIA DO PAINEL MULTICELULAR GFRP

5.2	REVISÃO DAS TEORIAS DE VISCOELASTICIDADE EM MATERIAIS FRP					
	5.2.1	5.2.1 EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS VISCOELÁSTICAS LINEARES (ECV)				
		5.2.1.1	Princípio da sobreposição de efeitos (representação integral da ECV)	349		
		5.2.1.2	Modelos mecânicos lineares (representação diferencial da ECV)	351		
		5.2.1.3	Aproximação dos módulos viscoelásticos por Séries de Prony-Dirichlet	356		
	5.2.2	CARAC	TERIZAÇÃO DA FLUÊNCIA POR LEIS EMPÍRICAS	359		
		5.2.2.1	Lei da potência – modelo de Findley	360		
		5.2.2.2	Formas modificadas da lei da potência	364		
		5.2.2.3	Outros modelos (semi-) empíricos	366		
	5.2.3	VISCOE	LASTICIDADE NÃO LINEAR ANISOTRÓPICA	369		
		5.2.3.1	Das formulações pioneiras ao modelo de Schapery	370		
		5.2.3.2	Previsão do comportamento a longo prazo de materiais FRP anisotrópicos	374		
5.3	ESTADO DA ARTE: FLUÊNCIA EM ELEMENTOS GFRP					
	5.3.1	INVEST	IGAÇÕES EXPERIMENTAIS E ANALÍTICAS RELEVANTES	377		
		5.3.1.1	Elementos unidireccionais – provetes e barras (vigas e colunas)	377		
		5.3.1.2	Elementos bi e tridimensionais – painéis de laje e sistemas estruturais	388		
		5.3.1.3	Conclusão sinóptica	394		
	5.3.2	INDICA	ÇÕES NORMATIVAS, REGULAMENTARES E OUTRAS DE REFERÊNCIA	396		
5.4	FLUÍ	ÈNCIA EI	M FLEXÃO DO PAINEL MULTICELULAR	402		
	5.4.1	Ensaio	S À FLUÊNCIA EM FLEXÃO	403		
		5.4.1.1	Objectivos e princípios do ensaio	403		
		5.4.1.2	Campanhas e procedimentos experimentais: $a) - c)$	405		
		5.4.1.3	Resumo da campanha faseada de ensaios	411		
		5.4.1.4	Apresentação e análise dos resultados experimentais: a) – c)	414		
	5.4.2	PREVIS	ÃO ANALÍTICA DO COMPORTAMENTO À FLUÊNCIA EM SERVIÇO	428		
		5.4.2.1	Modelação empírica dos parâmetros de fluência	428		
		5.4.2.2	Previsão das extensões a longo prazo	434		
		5.4.2.3	Caracterização acelerada da fluência (TSSP)	438		
		5.4.2.4	Propriedades viscoelásticas "aparentes" e "efectivas": a) – b)	440		
		5.4.2.5	Proposta de coeficientes de fluência (rigidez)	452		
5.5	CON	CLUSÕE	S			
	2010					
5.6	Refi	ERÊNCIA	AS BIBLIOGRÁFICAS			

#### **ARTIGOS EM REVISTA / CONFERÊNCIA**

- 1: Literature review and experimental study". Composite Structures 93(10), September 2011, pp. 2450-2459.
- Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2011). "*Creep behaviour of pultruded GFRP elements Part 2: Analytical study*". Composite Structures 93(9), August 2011, pp. 2409-2418.
- Garrido MA, Correia JR, Branco FA, Sá MF (2012). "*Creep behaviour of GFRP sandwich panels with PU foam cores for civil engineering structural applications*". CICE 2012 The 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering, Rome, Italy; 13-15 June 2012.

<sup>•</sup> Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre NP (2011). "Creep behaviour of pultruded GFRP elements - Part

# 5.1 CONSIDERAÇÕES INICIAIS

A susceptibilidade aos efeitos diferidos dos materiais compósitos de FRP em geral, e dos perfis pultrudidos de GFRP em particular, representa uma das maiores preocupações no que se refere à necessária sustentabilidade destes materiais em aplicações estruturais da construção. Como fenómeno diferido mais importante no âmbito da presente tese, a fluência pode definir-se como sendo o aumento da extensão que se verifica ao longo do tempo num elemento sujeito a uma tensão constante. No que respeita ao comportamento mecânico a longo prazo, os compósitos de base polimérica são usualmente caracterizados pela sua resposta viscoelástica exibida sob carregamento mecânico e/ou exposição ambiental. Tal facto é devido à natureza polimérica das suas matrizes, as quais exibem um comportamento dependente do tempo. Embora os elementos de GFRP apresentem teores em fibra de vidro na ordem de 40% a 60%, será verosímil que o comportamento à fluência seja fortemente comandado pelas propriedades viscoelásticas lineares (ou não lineares) das resinas poliméricas que os constituem, uma vez que as fibras de vidro exibem um comportamento praticamente elástico linear até à rotura, e a sua reduzida viscosidade contribui, de certa forma, para melhorar o desempenho aos efeitos dependentes do tempo.

A investigação do comportamento ao longo do tempo dos materiais FRP, à semelhança de outros temas, tem estado associada aos avanços tecnológicos da indústria aeroespacial e aeronáutica que, segundo a experiência obtida na última metade do século XX, muito têm contribuído para o seu recente estudo no âmbito das aplicações a longo prazo, nomeadamente no que respeita à utilização de elementos pultrudidos de GFRP na construção. Sobre estes, as primeiras aplicações estruturais na década de 80 e 90 constituem uma motivação acrescida à compreensão progressiva sobre as propriedades dependentes do tempo. Além disso, o atraso da investigação neste domínio em relação às matérias sobre os comportamentos não diferidos dos GFRP torna este assunto, nos dias de hoje, de particular interesse, justificado ainda pela quase ausência de informação técnica tanto normativa como regulamentar.

Nesse contexto, o desafio dos trabalhos científicos tem sido direccionado para o desenvolvimento de modelos de previsão quer mecânicos quer físico-químicos, sobretudo em virtude do emergente recurso às teorias da viscoelasticidade (linear e não linear) devidas a **Findley** e **Schapery**, aplicadas aos materiais poliméricos [**5.1,5.2**]. À semelhança das análises a curto prazo, as referentes ao comportamento viscoelástico dos FRP introduzem novos conceitos inerentes à complexidade associada à natureza anisotrópica desta classe de materiais. Vários modelos comportamentais têm surgido para prever o comportamento dependente do tempo em fluência, os quais podem ser classificados em duas categorias: (i) empíricos/semi-empíricos e (ii) mecânicos (via fenomenológica). Na forma mais geral, a evolução da deformação ao longo do tempo para um determinado elemento submetido a uma tensão constante pode apresentar a forma que se representa na Figura 5.1, [**5.3,5.4**]. De seguida, descrevem-se as principiais observações sobre as características das diversas regiões ou fases da fluência.



Figura 5.1: Evolução típica ao longo do tempo da deformação dos FRP (sob tensão constante).

- Deformação inicial elástica / parcialmente plástica corresponde à parcela de deformação elástica, podendo ser parcialmente plástica nalguns compósitos, que ocorre nos instantes iniciais da aplicação da carga. Apesar do intervalo de tempo correspondente à deformação plástica ser, em geral, bastante superior ao da deformação elástica, este é assumido num intervalo muito reduzido quando comparado às escalas de tempo predefinidas nos modelos e ensaios de fluência.
- Fluência primária (Fase I) caracterizada por uma diminuição da velocidade de crescimento da deformação no tempo. Se a carga for mantida por longos períodos, a deformação acumulada durante esta fase pode ser muito menor face à deformação verificada posteriormente. Contudo, esta região assume elevada importância se o carregamento aplicado por períodos curtos.
- Fluência secundária (Fase II) nesta zona, o crescimento da deformação é sensivelmente constante ao longo do tempo. Na realidade, em muitos dos casos, a taxa de fluência decresce gradualmente, apesar dos resultados serem frequentemente aproximados pela linearidade. Este estado corresponde geralmente ao intervalo mais dominante na curva de fluência. Porém, para níveis elevados de tensão e/ou temperatura, alguns materiais podem não chegar a exibir esta fase.
- Fluência terciária (Fase III) nesta fase, a velocidade de crescimento da deformação aumenta gradualmente até se atingir a rotura última por fluência.

No último tema deste trabalho, o comportamento diferido é abordado à escala do elemento estrutural com base no ensaio do painel em fluência, cuja índole experimental é retratada no âmbito da solicitação em flexão – Secção 5.4. Importa referir que a flexão nos elementos pultrudidos ensaiados à escala real correspondeu somente a solicitações em planos paralelos à orientação das fibras de reforço (0°). Tal situação reflecte-se num comportamento à fluência de menor significado face ao que se verificaria para direcções da solicitação diferentes daquela segundo a direcção longitudinal dos painéis, em virtude do

efeito da fluência da matriz ser bastante dependente da relação entre a orientação do reforço e a direcção da solicitação. Antecedente ao trabalho experimental e respectivos estudos analíticos e numéricos, na Secção 5.2 procede-se à revisão dos conceitos fundamentais das teorias da viscoelasticidade, descrevendo-se as principais formulações capazes de sustentar modelos mecânicos e empíricos, que permitem efectuar uma previsão do comportamento dos FRP em geral. Nessa medida, pretendeu-se estender esses fundamentos teóricos às abordagens que, recentemente, têm estado na base do estudo do comportamento a longo prazo, em fluência, do material pultrudido de GFRP. Além disso, subsequentemente complementar, é efectuada na Secção 5.3 uma revisão da literatura sobre fluência em elementos pultrudidos proveniente das principais investigações conduzidas por diversos autores. Alguns destes estudos terão contribuído para a adopção, relativamente recente, de metodologias e formulações citadas nas normas e regulamentos actualmente em vigor, conforme também se resume na secção.

# 5.2 REVISÃO DAS TEORIAS DA VISCOELASTICIDADE EM MATERIAIS FRP

Uma grande parte dos materiais FRP exibe um comportamento viscoelástico praticamente linear dentro de certos limites paras os seguintes parâmetros: tensão ( $\sigma$ ), extensão ( $\varepsilon$ ), tempo (t), temperatura (T) e humidade (H). A hipótese da linearidade simplifica bastante a análise e dimensionamento de estruturas compósitas. Porém, esta impossibilita uma previsão mais realista de alguns factores condicionantes da vida útil em serviço de uma estrutura, como deformações permanentes, fissuração, fadiga e outros fenómenos caso o material apresente outra forma reológica [5.4]. Nos §5.2.1 e §5.2.2 que se seguem serão revistas teorias da viscoelasticidade linear com aplicação aos materiais FRP, no âmbito das formulações mais relevantes de análise no contexto da presente tese. No §5.2.3 são resumidas as principais abordagens relativas ao comportamento viscoelástico não linear dos compósitos de natureza anisotrópica.

## 5.2.1 EQUAÇÕES CONSTITUTIVAS VISCOELÁSTICAS LINEARES (ECV)

O problema clássico do fenómeno de fluência pode ser traduzido por uma função da extensão de fluência,  $\varepsilon(t) - f(t, \sigma)$ . Esta função geral, ao incluir o tempo como variável, rege uma única relação entre a tensão, a extensão e o tempo, que por sua vez permite estabelecer a distinção entre duas das principais formas de apresentação das relações constitutivas.

Função de variáveis separáveis

Função na forma linear

$$\varepsilon(t) = \Phi(t) \cdot f(\sigma) \qquad \qquad \varepsilon(t) = \Phi(t) \cdot \sigma \qquad (5.1)$$

Na Eq. (5.1), à esquerda, a função vem expressa como o produto de duas funções, em que  $\Phi(t)$  define a função de fluência e  $f(\sigma)$  a função de tensão. Na Eq. (5.1), à direita, a função traduz o produto de  $\Phi(t)$  por uma tensão constante. Os materiais apresentam um comportamento viscoelástico linear quando a

relação entre a tensão e a extensão é apenas função do tempo **[5.4]**. O conceito de viscoelasticidade linear fica completamente definido se forem válidos dois princípios fundamentais dos efeitos da fluência:

- Princípio da Linearidade a tensão é proporcional à deformação por fluência num dado intervalo de tempo, *vd*. Eq. (5.2);
- (2) Princípio da Sobreposição os incrementos de deformação devido à fluência resultantes de diferentes variações de tensão são adicionáveis, vd. Eq. (5.3).

O comportamento viscoelástico proposto por **Boltzmann**, através do seu princípio da sobreposição de efeitos, permite considerar o efeito da variação das tensões ao longo do tempo na fluência. No caso de uma das equações abaixo não ser satisfeita, o material é assumido como não linear:

Princípio da linearidade ..... 
$$\varepsilon[c \cdot \sigma(t)] = c \cdot \varepsilon[\sigma(t)]$$
 (5.2)

Princípio da sobreposição ..... 
$$\mathcal{E}[\sigma_1(t-t_1)+\sigma_2(t-t_2)] = \mathcal{E}[\sigma_1(t-t_1)]+\mathcal{E}[\sigma_2(t-t_2)]$$
 (5.3)

Além da deformação ( $\varepsilon$ ), e da tensão ( $\sigma$ ), *c* representa uma constante e  $t_1$  e  $t_2$  dizem respeito aos tempos de início da aplicação das tensões  $\sigma_1$  e  $\sigma_2$ , respectivamente. Segundo **Schapery [5.5]**, em 1967, o princípio da linearidade é automaticamente atendido para qualquer valor de *c* desde que o requisito da sobreposição seja satisfeito. Porém, o recíproco não é verdadeiro. A fronteira que separa o comportamento linear do não linear é função do rigor que se pretenda dar à análise em causa. Com efeito, para se verificar a linearidade do comportamento viscoelástico do material FRP é necessário a realização de apenas um tipo de ensaio – *ensaio de fluência*. A possibilidade de representação da relação (5.1) na sua forma linear traduz o fenómeno da fluência na sua forma mais generalizável e simplificável, associado aos ensaios experimentais de fluência sob carga constante. É comum e conveniente utilizar a função de **Heaviside**, (5.4)<sup>1</sup>, como forma de representar matematicamente os carregamentos aplicados em problemas que envolvem materiais viscoelásticos como, por exemplo, na representação de um carregamento constante ao longo do tempo a partir do instante  $t_0$  (ciclo de carga no caso do ensaio de fluência), seguido do seu anulamento a partir do instante  $t_1$  (ciclo de descarga no caso da recuperação).

História do carregamento ...... 
$$\sigma(t) = \sigma_0 \cdot [H(t) - H(t - t_1)]$$
 (5.4)

Tal como na caracterização mecânica a curto prazo, para a caracterização diferida dos materiais FRP é usual em termos de simbologia e designação tomar a corrente função de fluência –  $\phi(t)$ , atrás definida, também por flexibilidade de fluência ou, simplesmente, por módulo de fluência – S(t), Eq. (5.5) à esquerda. O fenómeno inverso – *relaxação*, define-se como sendo a diminuição da tensão ao longo do

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> H(t) – função matemática de variação unitária (degrau):  $H(t-t_1) = \begin{cases} 0; t < t_1 \\ 1; t > t_1 \end{cases}$ 

tempo devida a uma deformação imposta constante,  $\mathcal{E}_0$ . Num ensaio de relaxação pretende-se obter a tensão instalada uma vez conhecida a deformação ao longo do tempo. Pode designar-se a função ou módulo de relaxação – R(t), Eq. (5.5) à direita, como sendo igual à tensão que se obtém impondo uma extensão unitária a partir do instante  $t_0$ , *i.e.*,  $\mathcal{E}(t) = H(t - t_1)$ .

Função / Módulo de fluência

Função / Módulo de relaxação

$$S(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\sigma_0} \qquad \qquad R(t) = \frac{\sigma(t)}{\varepsilon_0} \tag{5.5}$$

As funções / módulos de fluência e de relaxação (5.5) podem obter-se dos respectivos ensaios referidos.

# 5.2.1.1 Princípio da sobreposição de efeitos (representação integral da ECV)

Como exemplo da sobreposição de vários problemas de fluência, considere-se a situação em que uma dada solicitação,  $\sigma(t)$ , assume uma forma qualquer que, no entanto, pode ser representada aproximadamente por várias funções H(t), (5.4), *i.e.*, por vários níveis constantes de tensão. Fazendo uso do princípio de **Boltzmann**, a evolução da extensão pode ser expressa na forma de somatório de *n* variações de tensão ocorridas nos instantes de tempo  $t_i$ . Generalizando o problema linear a um conjunto de vários problemas lineares, relativos à sucessão de vários incrementos de tensão ou extensão ao longo do tempo, *i.e.*, para fluência e relaxação sob tensão e deformação variável definida por incrementos constantes, respectivamente, podem escrever-se as respostas devido à imposição de  $\sigma(t) \in \mathcal{E}(t)$  como:

Extensão de fluência Tensão de relaxação

$$\varepsilon(t) = \sum_{i=0}^{n} S(t - t_i) \cdot \Delta \sigma_i \qquad \qquad \sigma(t) = \sum_{i=0}^{n} R(t - t_i) \cdot \Delta \varepsilon_i \qquad (5.6)$$

A seguir ao problema simples dos dois fenómenos viscoelásticos, associados a variações constantes de tensão e de extensão a crescerem discreta e incrementalmente ao longo do tempo, pretende-se agora abordar ambos os casos sob as correspondentes solicitações variáveis ao longo do tempo. Nessa medida, a história do carregamento é arbitrária, sendo representada por uma função contínua qualquer –  $\sigma(t)$  ou  $\varepsilon(t)$ , em vez de uma constante. Este tipo de solicitação arbitrária, pode ser aproximada pela soma de uma série de variações infinitesimais de níveis constantes de tensão ou de extensão, consoante o efeito [5.3,5.4]. De igual modo, a extensão de fluência e a tensão de relaxação em regime viscoelástico linear podem ser calculadas aplicando os pressupostos do princípio da sobreposição de efeitos de **Boltzmann**.

Ainda no caso da fluência, a soma das extensões resultantes de cada nível individual de tensão (componentes infinitesimais) é a mesma que a extensão resultante dos vários níveis de tensão combinados. Se o número de incrementos das variações de tensão tender para infinito, a relação constitutiva é deduzida ao limite por uma representação integral, pela introdução de variações muito pequenas de tensão em intervalos de tempo muito reduzidos ( $d\tau$ ). No caso da tensão imposta tem-se a extensão de fluência,  $\epsilon(t)$ , dada pela Eq. (5.7), à esquerda. Quando a deformação é imposta passa-se a ter a equação integral à direita da Eq. (5.7) para a tensão de relaxação,  $\sigma(t)$ .

Extensão de fluência

Tensão de relaxação

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^{t} S(t-\tau) \cdot \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \qquad \qquad \sigma(t) = \int_{t_0}^{t} R(t-\tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \qquad (5.7)$$

As Eqs. (5.7) traduzem as relações constitutivas para o caso uniaxial, sendo uma forma alternativa à utilização das correspondentes equações viscoelásticas com operadores diferenciais. A versatilidade em representar, através de uma equação constitutiva sob a forma integral, as propriedades viscoelásticas obtidas de ensaios de fluência ou relaxação, promove esta como sendo uma das mais úteis e abrangentes formulações de modelação dos efeitos viscoelásticas lineares dos materiais em geral. Importa referir que, além destes ensaios, existem outras formas de se obter as propriedades viscoelásticas,  $S(t) \in R(t)$ , *e.g.*, através de ensaios dinâmicos, **Gibson** *et al.* [5.6]. No caso das funções de tensão,  $\sigma(t)$  ou de extensão,  $\varepsilon(t)$  tomarem valores não nulos no instante inicial  $t_0$ , as representações gerais das Eqs. (5.7) podem ser expressas do seguinte modo, tendo em conta o respectivo carregamento ou deformação imposta,

Extensão de fluência

Tensão de relaxação

$$\varepsilon(t) = S(t) \cdot \sigma_0 + \int_{0^+}^{t} S(t-\tau) \cdot \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \qquad \qquad \sigma(t) = R(t) \cdot \varepsilon_0 + \int_{0^+}^{t} R(t-\tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \qquad (5.8)$$

Enquanto o primeiro termo das Eqs. (5.8) representa a evolução da extensão/tensão devida a tensão aplicada/deformação imposta,  $\sigma_0/\varepsilon_0$ , no instante inicial  $t_0$ , o segundo termo nas formas integrais corresponde à evolução da extensão/tensão quando a tensão/deformação é uma função da variável tempo,  $\sigma(t)/\varepsilon(t)$ , propriamente dita, a partir do instante  $t_0^+$ . Em alternativa, pode desdobrar-se a função de fluência, S(t), ou de relaxação, R(t), em duas parcelas, tendo-se nesse caso,

Extensão de fluência

Tensão de relaxação

$$\varepsilon(t) = S_0 \cdot \sigma(t) + \int_{0^+}^{t} \Delta S(t-\tau) \cdot \frac{\partial \sigma(\tau)}{\partial \tau} d\tau \qquad \qquad \sigma(t) = E_0 \cdot \varepsilon(t) + \int_{0^+}^{t} \Delta R(t-\tau) \cdot \frac{\partial \varepsilon(\tau)}{\partial \tau} d\tau \quad (5.9)$$

onde as funções que definem quer a flexibilidade de fluência – S(t), quer o módulo de relaxação total – R(t), apresentadas nas Eq.s (5.8), encontram-se agora divididas em duas componentes – Eqs. (5.9), designadas por:
- $S_0$  componente instantânea de flexibilidade (elástica), independente do tempo;
- $E_0$  componente instantânea de rigidez (elástica), independente do tempo;
- $\Delta S(t)$  componente transiente da flexibilidade de fluência, dependente do tempo;
- $\Delta Rt$ ) componente transiente do módulo de relaxação, dependente do tempo.

Os termos  $\Delta S(t) \in \Delta R(t)$  são também conhecidos, habitualmente, como apenas módulos de fluência e de relaxação, respectivamente, representando a contribuição do comportamento do material e os correspondentes termos  $\partial \sigma(\tau)/\partial \tau \in \partial \varepsilon(\tau)/\partial \tau$  representam a história dos efeitos.

Em contraste ao comportamento típico de sólido elástico, em que a deformação em qualquer instante depende somente do estado actual de tensão a que o material está sujeito nesse mesmo instante (ou *vice-versa*), as expressões viscoelásticas referidas mostram que a deformação ou a tensão para um determina-do instante depende da "história" inteira do carregamento ou da deformação imposta, respectivamente. Isto é, a resposta no instante *t* corresponde à soma de todos os efeitos até então ocorridos, como se o material possuísse "memória". O material responde não só em função do nível de solicitação aplicado nesse instante (estado de tensão/deformação actual), como também em função de toda a história do carregamento/deformação sofrido pelo material no tempo. No âmbito de uma das bases teóricas da reologia dos materiais – *teoria da hereditariedade*, o integral contemplado nas relações constitutivas é por diversas vezes designado de Hereditário ou de **Volterra**. Ainda que de forma simples, esta representação integral permite incluir fenómenos como o envelhecimento e a deformação plástica. Embora não sejam aqui abordadas as solicitações harmónicas, e respectivas relações constitutivas viscoelásticas, convém reter a sua grande importância na teoria da viscoelasticidade, nomeadamente, em relação aos métodos de caracterização acelerada para a determinação das propriedades viscoelásticas [**5.6,5.7**].

Realça-se novamente o facto do princípio da sobreposição de efeitos deixar de ter aplicabilidade e consequente validade para níveis significativos de tensão, quando os materiais são susceptíveis de exibirem viscoelasticidade não linear para tais níveis, sendo apenas adequado para representar a resposta em regime linear. Ambos os efeitos diferidos – *fluência* e *relaxação* são fenómenos do mesmo comportamento viscoelástico dos materiais, estando por isso relacionados entre si. Ambas as funções S(t) e R(t) representativas das propriedades constitutivas viscoelásticas não são recíprocas, como é o caso das propriedades "puramente" elásticas, mas sim relacionadas por um integral de convolução – Eqs. (5.7) a (5.9) [**5.3,5.7**]. Nesse sentido, o módulo de fluência pode ser obtido do módulo de relaxação e *vice-versa*.

# 5.2.1.2 Modelos mecânicos lineares (representação diferencial da ECV)

Os conceitos associados aos principais fenómenos diferidos podem ser entendidos com a ajuda de modelos físicos e matemáticos de comportamento. A modelação física, não sendo absolutamente necessária, facilita a compreensão dos possíveis mecanismos que ocorrem no interior do material e que determinam a sua reologia. Quando seguida com rigor, esta modelação evita que se desenvolvam modelos de comportamento reológico que não obedeçam às leis físicas fundamentais, como a segunda Lei da Termodinâmica<sup>1</sup>. A designada via fenomenológica permite reproduzir, precisamente, os resultados obtidos por via experimental através do comportamento reológico idealizado com modelos mecânicos [5.7].

O comportamento dos materiais FRP viscoelásticos lineares pode ser baseado em modelos mecânicos formados pela associação de dois tipos de elementos sobejamente conhecidos, que permitem fundamentar relações constitutivas viscoelásticas lineares. Todos os modelos lineares com significado físico são constituídos por molas elásticas lineares (*E*), que obedecem à Lei de **Hooke**, e/ou amortecedores viscosos lineares ( $\eta$ ), que se regem pela Lei de **Newton**. Estes elementos mecanicamente simples permitem, mediante a sua combinação, obter uma infinidade de modelos que simulem o comportamento reológico em função do tempo. Estes podem ser representados matematicamente por equações diferenciais que relacionam tensões e deformações. Porém, é exequível a conversão dessas equações diferenciais numa representação integral na forma das referidas Eqs. (5.7) a (5.9). No Anexo D.1 são resumidos os modelos de **Maxwell, Kelvin e Standard**. As respectivas relações constitutivas diferenciais podem ser revistas na Tabela D.1 do mesmo anexo, bem como as respostas que lhes estão associadas (fluência / relaxação). Na obtenção das relações *Tensão – Deformação* de cada modelo foram utilizados três tipos de relações: i) constitutivas, ii) cinéticas (leis de conservação) e iii) cinemáticas (descrição do movimento).

Como é reconhecido da reologia, enquanto o modelo de **Maxwell** retrata bem o fenómeno da relaxação de tensões, o modelo de **Kelvin** serve o fenómeno da fluência. Embora as soluções obtidas dos modelos de **Maxwell** e **Kelvin** sejam capazes de representar qualitativamente os módulos de relaxação e fluência, respectivamente, observados em muitos polímeros, ambas as soluções não são suficientes precisas na reprodução do comportamento observado na maioria dos materiais viscoelásticos FRP. Tanto o modelo **Standard 1** formado pela associação em paralelo do modelo de **Maxwell** e uma mola, como o **Standard 2** correspondente ao modelo de **Kelvin** associado a uma mola em série, são capazes de representar qualitativamente ambas as funções R(t) e S(t), de grande parte dos corpos sólidos viscoelásticos.

Embora o comportamento reológico observado experimentalmente nos FRP possa ser descrito qualitativamente com modelos reológicos simples, como os sintetizados, a aproximação quantitativa com um grau de precisão suficiente exige geralmente modelos mais sofisticados, *i.e.*, com um maior número de elementos base. Facilmente se depreende que, ao criarem-se modelos suficientemente aptos para representar o comportamento real dos materiais, existe uma panóplia de combinações possíveis quer quanto ao número de elementos introduzido quer quanto ao tipo de associação utilizada (em série ou paralelo).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> 2ª Lei da Termodinâmica – princípio do crescimento da entropia ou da dissipação de energia.

Nesse contexto, importa destacar o corpo de **Boltzmann** (ou de **Bruger**), resultante da associação em série dos dois modelos clássicos (corpos de **Maxwell** e **Kelvin**). O modelo em causa, ilustrado na Figura 5.2, tem especial interesse por constituir uma representação satisfatória do comportamento viscoelástico dos materiais FRP em geral. A relação constitutiva deste modelo, composto por quatro elementos, pode ser estabelecida tendo em conta a resposta em deformação sob tensão constante de cada um dos elementos acoplados em série. A deformação total é dada pela soma das deformações em três elementos, onde, por um lado, os elementos mola ( $E_1$ ) e amortecedor ( $\eta_1$ ) do corpo de **Maxwell** são considerados como dois elementos e, por outro, o corpo de **Kelvin** é tratado apenas como um único elemento ( $E_2$  e  $\eta_2$ ) (*i.e.*, assume-se a mesma deformação nos dois elementos que compõem o corpo de **Kelvin**). Desta forma, tem-se:

$$\sigma^{Bruger} = \sigma^{Maxwell} = \sigma^{Kelvin} (cinética)$$
(5.10-1)

$$\varepsilon^{Bruger} = \varepsilon^{Maxwell} + \varepsilon^{Kelvin} (cinemática)$$
(5.10-2)

$$E_{2} \left\{ \begin{array}{c} \mathbf{I} \\ \mathbf{E}_{2} \\ \mathbf{I} \\ \mathbf{I$$

Figura 5.2: Modelo de Bruger (4 elementos).

σ

A equação diferencial do modelo vem dada pela Eq. (5.11), que traduz a relação constitutiva  $\sigma$  - $\epsilon$ .

$$Relação \ constitutiva \dots \left(\frac{\eta_1 \cdot \eta_2}{E_2}\right) \cdot \ddot{\mathcal{E}} + (\eta_1) \cdot \dot{\mathcal{E}} = \sigma + \left(\frac{\eta_1}{E_1} + \frac{\eta_1}{E_2} + \frac{\eta_2}{E_2}\right) \cdot \dot{\sigma} + \left(\frac{\eta_1 \cdot \eta_2}{E_1 \cdot E_2}\right) \cdot \ddot{\sigma}$$
(5.11)

As constantes (lineares)  $E_1$  e  $E_2$  mantêm a interpretação física de molas elásticas ou módulos de elasticidade, responsáveis por exibirem elasticidade e recuperação elástica instantânea. As constantes  $\eta_1$  e  $\eta_2$  são designadas, habitualmente, como coeficientes ou módulos de viscosidade.

Fluência ...... 
$$S_{(t)}^{Bruger} = \mathcal{E}_{(t)} / \sigma_0 = \left(\frac{1}{E_1}\right) + \left(\frac{1}{\eta_1}\right) \cdot t + \left(\frac{1}{E_2}\right) \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{E_2}{\eta_2}\right)t}\right] \qquad t < t_1 \qquad (5.12-a)$$

$$Recuperação \dots S_{(t)}^{Bruger} = \mathcal{E}_{(t)} / \sigma_0 = \left(\frac{1}{\eta_1}\right) \cdot t_1 + \left(\frac{1}{E_2}\right) \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{E_2}{\eta_2}\right) \cdot t_1}\right] \cdot e^{-\left(\frac{E_2}{\eta_2}\right) \cdot (t-t_1)} \quad t > t_1 \quad (5.12-b)$$

A Eq. (5.12-a) traduz a resposta do modelo para o comportamento à fluência, sob uma tensão constante inicial,  $\sigma_0$ . Se esta for removida no instante  $t_1$ , o comportamento para a recuperação pode ser obtido pelo respectivo comportamento à fluência – Eq. (5.12-a). De acordo com a sobreposição de efeitos, é adicionada a extensão no instante  $t_1$  induzida por uma tensão, igualmente constante, mas de sinal contrário ( $\sigma = -\sigma_0$ ), obtendo-se na fase de recuperação ( $t > t_1$ ) a respectiva expressão procedente (5.12-b). Supondo, então, que a tensão é introduzida no instante inicial  $t_0 = 0$  (ciclo de carga) e que permanece constante até ao instante  $t_1$ , sendo então anulada (ciclo de descarga) por tempo indefinido, o diagrama de deformação é o representado na Figura 5.3. Todos os parâmetros constantes ( $E_1$ ,  $E_2$ ,  $\eta_1 \in \eta_2$ ) podem ser estimados através da realização de uma série de ensaios de fluência e recuperação.



Figura 5.3: Modelo mecânico de Bruger (fluência e recuperação).

Tendo em atenção as Eqs. (5.12) e o ilustrado na Figura 5.3, citam-se sucintamente as seguintes considerações acerca do modelo de **Bruger**. Uma vez solicitado o corpo, verifica-se em primeiro lugar uma deformação elástica inicial ( $\varepsilon_0 = \sigma_0/E_1$ ) – elasticidade instantânea de **Maxwell**, 1º termo Eq. (5.12-a). Em seguida, a deformação aumenta ao longo do tempo, sob tensão constante – fluência de **Maxwell**, 2º termo Eq. (5.12-a), adicionada à fluência de **Kelvin**, 3º termo Eq. (5.12-a). Após a descarga do corpo, é recuperada imediatamente a parcela instantânea da deformação (restituição elástica instantânea de **Maxwell**), seguida da deformação de recuperação com a velocidade desta a decrescer ao longo do tempo – Eq. (5.12-b). Da deformação antes adquirida por fluência, uma parte corresponde à elasticidade retardada ( $\sigma_0/E_2$ ), que é recuperada depois de um tempo teoricamente infinito – elasticidade retardada de **Kelvin**, 2º termo Eq. (5.12-b). Porém, outra parte é irrecuperável, tornando-se permanente: correspondente ao amortecedor  $\eta_1$  do corpo de **Maxwell** – deformação permanente não recuperável *plástica* de **Maxwell**, 1º termo Eq. (5.12-b). Assim, o comportamento do modelo em fase de recuperação aproximase assimptoticamente para uma deformação  $\varepsilon_{(m)} = (\sigma_0/\eta_1) \cdot t_1$  à medida que o tempo tende para infinito. À semelhança do betão, o modelo de **Bruger** retrata a mais simples modelação mecânica capaz de descrever todos os aspectos reológicos relativos ao comportamento dos materiais FRP, como referenciado em 1997 por **Shenoi** *et al.* **[5.8]**. O modelo permite apresentar os principais fenómenos abrangidos na viscoelasticidade, tais como a elasticidade instantânea e retardada, a fluência e a relaxação. O autor mencionado reproduziu, com base naquele modelo, o comportamento à fluência em flexão de um painel estrutural (núcleo de espuma entre placas de FRP) constatando uma correlação aceitável dos resultados. Igualmente, **Pang e Wang [5.9,5.10]** foram bem sucedidos na modelação viscoelástica de mantas tecidas compósitas, tendo obtido uma boa correlação entre os resultados de ensaios e os previstos por modelação de **Bruger**. Mais recente, **Ascione** *et al.* **[5.11]** validaram a aplicação deste corpo de 4 elementos como sendo capaz de descrever o comportamento de laminados de GFRP com base na modelação dos seus constituintes.

No entanto, os modelos analisados anteriormente apresentam um domínio de variação no tempo de reduzida ordem de escala, face aos sólidos reais que geralmente apresentam um domínio de maior abrangência, com múltiplos tempos de relaxação ou de retardação ( $\eta/E$ , consoante a resposta do modelo em causa). Como exemplo, e no âmbito nacional, destacam-se os estudos de **Tavares** *et al.*, [5.12] e **Guedes** *et al.*, [5.13], que mostraram a insuficiência de um só modelo de **Bruger** para a modelação do comportamento de betões poliméricos reforçados com varões pultrudidos de GFRP. Nesse sentido, torna-se necessário generalizar as equações das propriedades viscoelásticas atrás referidas, adequando-as a um maior número de elementos associados (em série e/ou paralelo), de modo a que estas possam representar as funções *S*(*t*) e *R*(*t*), comummente observadas nos materiais FRP viscoelásticos "reais" [5.7].

Nesse sentido, no caso mais geral, pode ter-se uma associação de *N* modelos de **Maxwell** em paralelo ou de **Kelvin** em série, correspondendo aos modelos de **Maxwell** e de **Kelvin Generalizados** – Eq. (5.13-a), respectivamente, os quais fornecem as representações mais usuais para os módulos de relaxação e de fluência – Eq. (5.13-b). Tratam-se de modelos que conseguem apurar as funções viscoelásticas para tempos suficientemente longos, bastando, para isso, acrescentar-se ao conjunto os modelos clássicos respectivos – modelos de **Maxwell** e de **Kelvin**. Analogamente aos modelos de base, enquanto o modelo de **Maxwell Generalizado** é o mais indicado quando a deformação é imposta (relaxação), o modelo de **Kelvin Genera-lizado** será o mais apropriado para as situações em que é aplicada uma tensão constante (fluência) [**5.4**].

Modelo Maxwell Generalizado (relaxação)

Modelo Kelvin Generalizado (fluência)

R. Constitutiva ... 
$$\sum_{i=1}^{N} (E_i) \cdot \dot{\mathcal{E}} = \sum_{i=1}^{N} \left( \frac{E_i}{\eta_i} \right) \cdot \sigma + \dot{\sigma}$$

Módulos .....  $R_{(t)}^{Max_{-}G} = \frac{\sigma_{(t)}}{\varepsilon_0} = \sum_{i=1}^N (E_i) \cdot e^{-\left(\frac{E_i}{\eta_i}\right)t}$ 

$$\dot{\varepsilon} + \sum_{j=1}^{N} \left( \frac{E_j}{\eta_j} \right) \cdot \varepsilon = \sum_{j=1}^{N} \left( \frac{1}{\eta_j} \right) \cdot \sigma$$
(5.13-a)

$$S_{(t)}^{Kel_{-}G} = \overset{\boldsymbol{\varepsilon}_{(t)}}{\swarrow} \sigma_{0} = \sum_{j=1}^{N} \left(\frac{1}{E_{j}}\right) \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{E_{j}}{\eta_{j}}\right)t}\right] (5.13-b)$$

Para finalizar, pode generalizar-se o comportamento do material viscoelástico através da representação de uma equação constitutiva linear na forma diferencial (ordem *N*). Deste modo, as equações diferenciais associadas àqueles modelos, assumindo estados simples de tensão (uniaxial, corte), tomam a forma,

$$a_{N} \cdot \overset{(N)}{\mathcal{E}} + \dots + a_{2} \cdot \ddot{\mathcal{E}} + a_{1} \cdot \dot{\mathcal{E}} + a_{0} \cdot \mathcal{E} = b_{0} \cdot \sigma + b_{1} \cdot \dot{\sigma} + b_{2} \cdot \ddot{\sigma} + \dots + b_{N} \cdot \overset{(N)}{\sigma}$$
(5.14)

ou, em alternativa,

$$\sum_{k=1}^{N} a_{k} \cdot \left(\frac{\partial^{k} \varepsilon}{\partial t^{k}}\right) + a_{0} \cdot \varepsilon = b_{0} \cdot \sigma + \sum_{l=0}^{N} b_{l} \cdot \left(\frac{\partial^{l} \sigma}{\partial t^{l}}\right)^{1}$$
(5.15)

# 5.2.1.3 Aproximação dos módulos viscoelásticos por Séries de Prony-Dirichlet

Com base no apresentado no parágrafo anterior, as relações constitutivas viscoelásticas sob a forma integral envolvem funções, ao invés de constantes como no contexto da elasticidade. Estas representam as propriedades do material –  $S(t) \in R(t)$ , as quais devem ser conhecidas (ou determinadas experimentalmente) antes de se proceder a qualquer análise. Além disso, na resolução das equações constitutivas Eqs. (5.7) a (5.9), com soluções válidas, aquelas funções devem ser representadas adequadamente por funções matemáticas.

Uma maneira possível de representar matematicamente as propriedades viscoelásticas é estabelecendo uma analogia com os modelos mecânicos descritos anteriormente. A principal vantagem desta representação é que as constantes de regressão, (a estimar experimentalmente), passam a ter um significado físico associado às constantes elásticas das molas e à viscosidade dos amortecedores. Além disso, esta representação matemática envolve sobretudo funções exponenciais, as quais podem ser facilmente integradas. De facto, as representações conhecidas como séries de **Prony** ou **Dirichlet** correspondem aos modelos de **Maxwell** e de **Kelvin Generalizados** anteriores [5.4], mas acrescentando um elemento de Hooke em paralelo e um corpo de **Maxwell** em série, respectivamente, também designados por (a) modelo de **Wiechert** e (b) modelo de **Voigt**, tal como se mostra na Figura 5.4.



Figura 5.4: Modelos mecânicos para as séries de Prony-Dirichlet: (a) Wiechert e (b) Voigt.

 $<sup>^{1}</sup>$  a<sub>0</sub>, a<sub>k</sub>, b<sub>0</sub> e b<sub>1</sub> – constantes materiais, às quais se associa um significado físico diferente de modelo para modelo.

No caso linear  $a_k e b_l$  são independentes de  $\sigma e \varepsilon$ , podendo depender do tempo.

Apesar da equivalência entre os modelos das séries de **Prony-Dirichlet**, as expressões matemáticas Eq. (5.16) para a representação dos módulos de relaxação e de fluência são mais simples de escrever quando se considera os modelos de **Wiechert** e de **Voigt**, respectivamente.

Modelo Wiechert (relaxação)

Modelo Voigt (fluência)

$$Funções \dots R_{(t)}^{Wiechert} = \frac{\sigma_{(t)}}{\varepsilon_0} = E_{\infty} + \sum_{i=1}^{N} (E_i) \cdot e^{-\frac{t}{\rho_i}} \qquad S_{(t)}^{Voigt} = \frac{\varepsilon_{(t)}}{\sigma_0} = S_0 + \left(\frac{t}{\eta_{\infty}}\right) + \sum_{j=1}^{N} (S_j) \cdot \left[1 - e^{-\frac{t}{\tau_j}}\right] (5.16)$$

Os parâmetros presentes nas funções anteriores representam:

- $\rho_i$  tempo de relaxação do *i*-ésimo termo da série de **Prony-Dirichlet** (relaxação):  $\eta_i / E_i$ ;
- $\tau_j$  tempo de retardação do *j*-ésimo termo da série de **Prony-Dirichlet** (fluência):  $\eta_i / E_i$ ;
- $S_j$  flexibilidade do *j*-ésimo termo da série de **Prony-Dirichlet** (fluência):  $1/E_j$ ;
- $S_0$  flexibilidade inicial correspondente à parcela elástica instantânea:  $1/E_0$ .

Note-se que a Eq. (5.16), à direita, relativa à fluência, produz fluxo viscoso ilimitado, associado ao amortecedor do corpo de **Maxwell** e, portanto, representa o comportamento de fluidos viscoelásticos. Porém, para que o modelo tenha capacidade de reproduzir o comportamento de sólidos viscoelásticos, basta tomar  $\eta_{\infty} \to \infty$ , para  $E_{\infty} > 0$  (assinalado na Eq.) [5.14]. Nestes casos, a introdução de um elemento de **Hooke** em ambos os modelos, em relação aos respectivos modelos generalizados – Eq. (5.13), faz também a correspondência com os modelos **Standard 1** e **2**, através da associação em paralelo e em série de *N* corpos clássicos de **Maxwell** e de **Kelvin**, respectivamente. Nessa medida, incluindo as molas  $E_{\infty} e E_0$ , as funções viscoelásticas ficam "completamente" estabelecidas, R(t) e S(t), através das suas parcelas elásticas correspondentes (rigidez e flexibilidade iniciais), ao contrário dos modelos **Generalizados** que "apenas" contemplam as parcelas diferidas dependentes do tempo.

As séries de **Prony** têm sido aplicadas tanto em problemas viscoelásticos lineares, (*e.g.*, materiais incompressíveis e termoviscoelásticos) **[5.15]**, como não lineares **[5.16]**. Estas conseguem representar funções viscoelásticas a tender para uma constante, para tempos muito elevados, conforme "prenunciam" os resultados experimentais inseridos no contexto dos materiais poliméricos, não obstante os períodos de ensaio relativamente curtos de grande parte das campanhas realizadas. Apesar disso, é possível aplicar as séries de **Prony** nas situações em que a deformação de fluência ou a tensão de relaxação seja ilimitada (não constante), mediante a adição de um termo linear de forma a simular a fase secundária (fase II) do efeito. Em alternativa, as séries podem ser usadas unicamente para aproximar as funções por um período limitado de tempo. Uma outra vantagem importante da representação através das séries de **Prony** é que uma vez determinada a função viscoelástica para um material no domínio do tempo, as correspondentes funções no domínio da frequência podem ser obtidas directamente em termos das constantes mostradas nas Eqs. (5.16) [5.14]. Uma desvantagem destas séries deve-se ao grande número de propriedades materiais cujo conhecimento é requerido: duas por cada corpo de **Maxwell** ou de **Kelvin** (*E* e  $\eta$ ).

Para a determinação das séries de **Prony** que aproximam os módulos viscoelásticos são utilizados processos estatísticos (*e.g.*, regressão), os quais permitem obter os coeficientes dessas funções que proporcionem o melhor ajuste aos resultados experimentais. Dada a forma exponencial de cada termo da série de **Prony**, caso se queira determinar ambos os coeficientes  $E_i e \rho_i$  (funções de *relaxação*) ou  $Sj e \tau_j$ (funções de *fluência*), geralmente, opta-se por algum método de regressão não linear<sup>1</sup> ou pelo método dos resíduos sucessivos. Note-se que as Eqs. (5.16) são nada mais do que somas de funções exponenciais simples, o que permite concluir que aquelas equações se comportam qualitativamente como uma simples exponencial, porém com um domínio de variação maior que uma simples função exponencial. A resolução numérica do problema revê-se numa maior simplicidade de optimização no caso de se assumirem valores pré-estabelecidos para os coeficientes relativos aos tempos de relaxação,  $\rho_i$ , ou de retardação,  $\tau_j$ , que definem a gama de valores de *t* para os quais as respectivas funções exponenciais – Eqs. (5.16), ( $e^{-t/\rho_i}$ ) ou  $(1 - e^{-t/\tau_j})$ , são diferentes de 0 e 1.

Para estimar uma função "suave" a partir de registos experimentais obtidos em *N* ordens de grandeza do tempo, será necessário no mínimo *N*-2 coeficientes  $\rho_i$  ou  $\tau_j$ , uma vez que cada termo das séries varia da ordem de grandeza anterior a  $\rho_i$  ou  $\tau_j$  até à ordem seguinte. Este método baseia-se no facto das séries serem funções lineares relativamente aos coeficientes  $E_i$  e  $S_j$ , apesar da não linearidade em relação aos tempos  $\rho_i$  e  $\tau_j$  [5.15]. Como primeira tentativa, podem assumir-se valores para os coeficientes  $\rho_i$  ou  $\tau_j$  de modo a existir um termo na série que atinge a metade do seu valor máximo em  $t = t_k$ , onde  $t_k$  são valores de tempo onde existiu observação experimental, devendo ser separados por uma ordem de grandeza temporal. Retira-se desta forma o máximo proveito do domínio de variação de cada termo das séries. Assim sendo, admitindo valores coerentes para aqueles tempos, pode determinar-se os coeficientes  $E_i$  e  $S_j$ , através da solução de um sistema de equações lineares, o que torna o método bastante simples e prático em aplicar regressões a qualquer propriedade viscoelástica, seja ela transiente (função do tempo) ou mesmo complexa (função da frequência). Ao longo do tempo têm surgido técnicas de "suavização" dos resultados que apresentam uma grande dispersão, efectuando-se pré-regressões através de uma série de leis de potência e posterior regressão da série de **Prony** (*e.g.*, **Park e Kim [5.17]**).

Os coeficientes  $\rho_i$  ou  $\tau_j$  devem ser seleccionados de forma a abrangerem uniformemente a gama de valores de *t* em que se determinam os módulos viscoelásticos. Como regra geral, para obter uma boa aproximação dos módulos viscoelásticos é suficiente utilizar um corpo clássico de **Kelvin** ou de **Maxwell** por

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Regressão não linear – minimizar o erro de aproximação, *e.g.*, utilizando o Método dos Mínimos Quadrados (MMQ).

*década* (série de 10) de tempo **[5.16]**, sendo aconselhável a utilização do tempo através de uma escala logarítmica, de modo a acompanhar de uma forma mais rigorosa a variação das leis viscoelásticas. Em 1990, **Czyz** e **Szyszkowski [5.18]** propuseram uma expressão recursiva – Eq. (5.17) que permite considerar tempos de retardação ( $\tau_j$ ) relacionados directamente com o período de vida útil em serviço, *T*, (*e.g.*, variando entre 0 e 9.000 dias, aproximadamente 25 anos).

Tempos de retardação..... 
$$\tau_i = \frac{T}{10^{N+1-i}}$$
 (5.17)

A aproximação das funções viscoelásticas por uma série de **Prony** permite transformar a relação constitutiva, envolvendo o integral *hereditário* de **Boltzmann**, num sistema de equações diferenciais, o qual no caso geral tem de ser resolvido numericamente. Os conceitos iniciais da resolução das equações diferenciais para resolver problemas viscoelásticos de fluência devem-se a **Zienkiewicz** *et al.* **[5.19]**. As técnicas implementadas pelos autores consistiram em definir uma relação constitutiva incremental para intervalos de tempo reduzidos, cujos algoritmos envolvidos são mais fáceis de implementar computacionalmente do que os provenientes da resolução numérica do integral correspondente à sobreposição de efeitos. Tal facto associa-se à importante vantagem das séries de Prony permitirem que cada termo possa ser resolvido independentemente, como uma simples equação diferencial, cujas soluções são posteriormente acopladas. A formulação numérica garante que a extensão de fluência numa iteração seguinte seja calculada somente através do estado de tensão e deformação precedente, evitando assim a memorização de tensões em todos os intervalos anteriores, sendo contabilizado o efeito dessas tensões aplicadas nos intervalos anteriores. Assim, com o objectivo de obter a variação da extensão de fluência em cada intervalo, são evitados os sucessivos cálculos de somatórios, reduzindo o tempo de processamento.

Com a aproximação das funções de fluência por séries de **Prony**, ficam ultrapassados os inconvenientes dos integrais de **Volterra** inerentes ao tratamento numérico do problema da relaxação, para a avaliação do "historial" do carregamento. Estes procedimentos não são aqui apresentados por se afastarem dos objectivos da presente tese, podendo encontrar-se nas respectivas referências os métodos iterativos propostos por **Gramoll** *et al.* **[5.16]** e **Czyz** e **Szyszkowski [5.18]** com intervalos de integração de dimensão substancial, sem com isso perderem estabilidade numérica. Os processos iterativos iniciais de **Zienkiewicz** *et al.* **[5.19]** foram expandidos para aplicação em materiais compósitos de natureza anisotrópica, quer com comportamento viscoelástico linear quer não linear, incluindo a teoria CLT, **Tuttle** *et al.* **[5.20]**.

### 5.2.2 CARACTERIZAÇÃO DA FLUÊNCIA POR LEIS EMPÍRICAS

Muitos dos materiais compósitos de base polimérica exibem nos instantes iniciais variações muito rápidas da deformação, as quais serão dificilmente captadas através de modelos mecânicos com um número reduzido de elementos, visto que as curvas de fluência por eles reproduzidas apresentam derivada finita após o instante inicial. Para os modelos mecânicos simularem, com boa precisão, o comportamento real dos materiais podem ser necessários bastantes componentes, como os realizados por séries de **Prony**.

No contexto anterior, a via empírica surge como alternativa à representação matemática das propriedades viscoelásticas, procurando estabelecer aproximações (semi-) empíricas com o intuito de reduzir o número de parâmetros do modelo [5.21]. Ao exigir-se que um determinado modelo constitutivo possua capacidade para descrever a resposta de um material, será igualmente imperativo que este se ajuste adequadamente aos resultados obtidos por via experimental. Ao longo do tempo foram propostas uma variedade de leis que têm sido usadas para modelar viscoelasticidade dos materiais compósitos, algumas das quais provenientes da experiência extraída das estruturas metálicas. De todas as aproximações, as designadas leis de potência (*power laws*) são as mais frequentes no estudo dos efeitos diferidos dos materiais FRP.

### 5.2.2.1 Lei da potência – modelo de Findley

A lei da potência desenvolvida por **Findley**, em 1960, tem sido provavelmente um dos modelos analíticos semi-empíricos mais utilizado para descrever o comportamento viscoelástico dos materiais plásticos, a níveis de tensão constantes **[5.1]**. Em 1987, a formulação do modelo foi confirmada pelo mesmo investigador como sendo uma modelação adequada para aproximar o comportamento real à fluência de materiais termoplásticos não reforçados **[5.22]**. O autor realizou ensaios de fluência a longo prazo, por um período de 26 anos, para solicitações axiais à tracção e compressão, e combinadas de tracção com torção, verificando uma aproximação bastante precisa da resposta em fluência ao modelo. O sucesso deste reside na sua simplicidade e versatilidade em descrever a resposta em fluência na fase primária, por períodos não muito longos, para diferentes tipos de plásticos termoplásticos e termoendurecíveis.

A importância e o reconhecimento desta lei foram desde cedo realçados na recomendação da associação norte-americana **ASCE** sobre análise e dimensionamento a longo prazo de elementos compósitos FRP, no seu manual de dimensionamento de plásticos estruturais (1984) **[5.23]**. Ao longo do tempo, diversos estudos inseridos no amplo domínio das engenharias têm corroborado a aproximação de **Findley** para caracterizar e prever o comportamento a longo prazo de materiais plásticos reforçados com fibras, consoante as crescentes necessidades das indústrias que mais têm vindo a consumir estes materiais, nomeadamente a indústria da construção que recorre aos elementos pultrudidos de GFRP na forma de laminados **[5.24-5.30]**. Parte destes estudos foram tidos em conta nas indicações presentes noutros documentos relevantes, recentemente publicados, também de carácter normativo ou mesmo regulamentar **[5.31-5.33]**.

A forma mais generalizada da lei de **Findley** traduz a deformação axial de fluência (por tracção ou compressão), sendo descrita pela separação da deformação total em duas parcelas de extensão: parcela inicial independente do tempo,  $\varepsilon_0$ , e parcela transiente em função do tempo,  $\Delta \varepsilon(t)$ , intrínseca ao fenómeno. Admitindo condições ambientais de temperatura e humidade constantes, a componente transiente segue uma simples função de potência, tomando sob estado tensão uniaxial constante ( $\sigma = c^{te}$ ) a seguinte forma,

Modelo geral..... 
$$\varepsilon(\sigma, t) = \varepsilon_0(\sigma) + m(\sigma) \cdot \left(\frac{t}{\tau_0}\right)^n \quad \Leftrightarrow \quad \varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m \cdot \left(\frac{t}{\tau_0}\right)^{n_1}$$
 (5.18)

A extensão total de fluência,  $\mathcal{E}(t)$ , é composta pela componente instantânea da extensão elástica,  $\mathcal{E}_0$ , independente do tempo, com a amplitude da componente transiente da extensão de fluência, *m*, dependente do tempo. As duas componentes e a constante material *n* (expoente com valores compreendidos entre 0 e 1) são designadas habitualmente como parâmetros ou coeficientes de fluência a determinar experimentalmente, para um dado nível de tensão e condições ambientais.

Apesar da Eq. (5.18) geral estar apenas expressa em função da tensão aplicada,  $\sigma$ , em geral, os três parâmetros de fluência são dependentes do nível de tensão, da temperatura e das condições higrométricas, com maior incidência sobre as propriedades do material em análise. Ainda que de forma inexplícita, no método proposto por **Findley** é corrente assumir-se que o exponente da potência seja um parâmetro independente do nível de tensão [**5.34**]. A tese de que o exponente representa unicamente uma constante material (*i.e.*, constante que defina a classe material), traduzindo o respectivo tipo de comportamento, tem gerado alguma controvérsia entre a comunidade científica mais dedicada ao estudo do comportamento viscoelástico de pultrudidos de GFRP (**McClure** e **Mohammadi** [**5.35**]). Quando o expoente se aproxima da unidade, está-se perante um comportamento típico de um fluido (comportamento viscoso); se, por oposição, o expoente tende a anular-se, o comportamento é de um sólido elástico.

A forma geral da lei da potência de **Findley** pode ser usada para prever o comportamento à fluência de um determinado material para qualquer nível de carga. De acordo com **Findley**, para níveis moderados de tensão, os termos que dependem do nível de solicitação, ( $\varepsilon_0 \in m$ ), podem ser expressos por meio de uma função de seno hiperbólico e, se necessário, ulteriormente expandidos em série polinomial de **Taylor** – Eq. (5.19). O autor mostrou que estas funções permitem descrever satisfatoriamente a dependência do nível de tensão aplicada ( $\sigma$ ) de ambos os parâmetros. Desse modo, estes vêm dados em termos de *senh* por:

Componente inicial,  $f(\sigma)$ 

Componente transiente,  $f(\sigma)$ 

$$\varepsilon_0 = \varepsilon'_0 \cdot \operatorname{senh}\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right)^2 \qquad m = m' \cdot \operatorname{senh}\left(\frac{\sigma}{\sigma_m}\right)^2 \qquad (5.19)$$

 $<sup>\</sup>tau_0$  – Parâmetro da unidade de tempo, necessário à coerência da equação de **Findley** em termos de unidades (*e.g.*, 1 hora). NOTA: Doravante, omitir-se-á este parâmetro nas expressões que provenham das leis de potências.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> *vd*. nota de rodapé da página seguinte.

em que,

- $\varepsilon_0$  extensão instantânea  $\varepsilon_0$  para uma tensão de referência  $\sigma_{\varepsilon}$ ;
- $\sigma_{\varepsilon}$  tensão de referência usada para determinar  $\varepsilon_0$ ;
- *m* parâmetro de fluência *m* para uma tensão de referência  $\sigma_m$ ;
- $\sigma_m$  tensão de referência usada para determinar m.

Os parâmetros  $\varepsilon_0$ ,  $\sigma_{\varepsilon}$ , m,  $\sigma_m$  e *n* têm o significado de constantes materiais que, apesar de serem independentes da tensão, extensão e do tempo, estão fortemente relacionados com as características do material, temperatura, humidade e outros factores ambientais. Todos os parâmetros podem ser obtidos empiricamente através da realização de ensaios de fluência para múltiplos níveis de carga, recorrendo para isso aos habituais ajustes de curvas por regressões lineares ou não lineares (*e.g.*, MMQ). No *§5.4.2.1* é feito um tratamento detalhado dos resultados da campanha experimental de forma a obter os referidos parâmetros. São, igualmente, descritas algumas técnicas de análise e tratamento gráfico das curvas de fluência, assim como métodos de ajuste gráfico por meio de escalas logarítmicas.

Substituindo as expressões hiperbólicas na Eq. geral (5.18), obtém-se a expressão exacta da lei de Findley:

Modelo exacto..... 
$$\mathcal{E}(t) = \mathcal{E}'_0 \cdot senh\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right) + m' \cdot senh\left(\frac{\sigma}{\sigma_m}\right) \cdot t^n$$
 (5.20)

Uma vez desprezados os termos cúbicos e de ordem superior dos desenvolvimentos em série de **Taylor**<sup>1</sup> das funções *senh*, a expressão exacta (5.20) do modelo reduz-se à forma simplificada que se segue:

Modelo simplificado..... 
$$\mathcal{E}(t) \approx \sigma \cdot \left[ \left( \frac{\mathcal{E}'_0}{\sigma_{\varepsilon}} \right) + \left( \frac{m'}{\sigma_m} \right) \cdot t^n \right]$$
 (5.21)

Através da simplificação introduzida nas Eqs. (5.19) - linearização, as quais relacionam linearmente a tensão aplicada e os respectivos termos constantes  $\varepsilon_0$  e *m*, (para esse mesmo nível de tensão), a expressão aproximada – Eq. (5.21) permite estimar a extensão de fluência para qualquer nível de tensão, desde que a viscoelasticidade se restrinja ao domínio linear. Faz-se notar que, para elevados níveis de tensão, os parâmetros de fluência podem não ser aproximados por funções lineares da tensão aplicada, *i.e.*, pode não ser aceitável desprezar os termos não lineares de série de **Taylor**. Desse modo, a expressão simplificada – Eq. (5.21) torna-se incoerente, perdendo validade a partir de determinados regimes de solicitação.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Desenvolvimento em série de **Taylor**:  $\operatorname{senh}\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right) + \frac{1}{3!} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right)^3 + \frac{1}{5!} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\varepsilon}}\right)^5 + \dots \quad \operatorname{senh}\left(\frac{\sigma}{\sigma_{\mathrm{m}}}\right) = \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\mathrm{m}}}\right) + \frac{1}{3!} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\mathrm{m}}}\right)^3 + \frac{1}{5!} \cdot \left(\frac{\sigma}{\sigma_{\mathrm{m}}}\right)^5 + \dots$ 

Actualmente, ainda não são consensuais as restrições a impor ao modelo de **Findley**, face aos escassos estudos experimentais de fluência levados a cabo. O objectivo de determinadas investigações **[5.36,5.37]** foi, precisamente, avaliar a discrepância entre os resultados provenientes da exacta Eq. (5.20) e os obtidos através da correspondente simplificada Eq. (5.21), tendo-se concluído sobre a validade de aplicação das mesmas. Os autores tentaram delimitar as fases I e II (*cf.* Fig. 5.1) de acordo com os períodos de carregamento, assim como fixar as respectivas zonas de transição, para as quais o modelo de **Findley** pudesse simular eficazmente o comportamento diferido de FRP's. Pela forma matemática da Eq. (5.18), (monótona crescente, não limitada superiormente), a aplicação da *função potência* apenas conseguirá prever, com exactidão, os resultados obtidos experimentalmente quando o material compósito atravessa o período primário da fluência – fase I, pois esta é precisamente caracterizada pelo decréscimo da variação da deformação ao longo do tempo. Apesar da maioria das aplicações FRP na construção enquadrar-se naquele tipo de comportamento viscoelástico, cujos níveis em serviço são relativamente reduzidos (face à resistência última), para níveis mais elevados de tensão, o material pode chegar a experimentar um acréscimo rápido da deformação, podendo mesmo atingir o estado de rotura (período terciário –III).

Scott e Zureick [5.36] verificaram a validade da expressão simplificada de Findley usando resultados experimentais de provetes (material GFRP), ensaiados à compressão até níveis de 60% da resistência última. Os autores notaram que as diferenças obtidas entre as duas expressões (exacta e simplificada) rondavam, no máximo, 4% aos 75 anos. Concluíram, ainda, que a lei de Findley foi adequada para modelar o comportamento diferido do material pultrudido solicitado em mais de metade da sua resistência última, para uma duração de 7 meses. Porém, ao admitirem que para tempos mais dilatados o comportamento se alteraria, caso este se prolongasse em fluência terciária, recomendaram que os níveis de carga em fluência não excedessem 1/3 da tensão última, de forma a assegurar que a lei garantisse uma descrição válida do comportamento diferido do material.

Subjacente ao trabalho efectuado pelos autores anteriores, **Shao** e **Shanmugam** [5.37] concluíram em 2004 que a fluência, ao recair nas regiões primária e secundária, pode ser modelada segundo um comportamento viscoelástico linear dos compósitos pultrudidos, aplicando a expressão simplificada de **Findley**, de forma a obter, por exemplo, a rigidez de flexão ao longo do tempo. De facto, para níveis de tensão baixos a moderados, pode subentender-se que a modelação da fluência através de uma potência, numa escala suficientemente dilatada, fornece taxas de deformação sensivelmente constantes. Nesse sentido, é plausível admitir que o fenómeno chega a ser exibido em estado secundário. Note-se que a curva da função com concavidade para baixo, (potência compreendida entre 0 e 1), tende de forma assimptótica quando  $t \rightarrow \infty$ . Por outro lado, em estudos realizados sobre mantas FRP, [**5.9**], foram adoptadas duas leis semi-empíricas distintas na simulação da fluência a longo prazo, em que cada uma delas modelava separadamente as primeiras fases da fluência. Em suma, a equação geral da potência acarreta a peremptória limitação de não conseguir simular a deformação por fluência não linear, em estado terciário.

### 5.2.2.2 Formas modificadas da lei da potência

A expressão geral do modelo de **Findley** tem sido aplicada no estudo do comportamento diferido de elementos de viga e coluna FRP, submetidos a diferentes solicitações, procurando-se generalizar a sua aplicabilidade prática na previsão da fluência por corte,  $\gamma(t)$  e do deslocamento a longo prazo,  $\delta(t)$ . As Eqs. (5.22) resumem as três formas similares que permitem estimar as deformações axial e tangencial puras e o deslocamento, sendo que os respectivos parâmetros envolvidos podem ser definidos no contexto idêntico ao descrito atrás para a extensão de fluência, referida para estado de tensão simples.

Axial (tracção/compressão) Tangencial (corte) Deslocamento (flecha)  

$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m_e \cdot t^{n_e} \qquad \gamma(t) = \gamma_0 + m_g \cdot t^{n_g} \qquad \delta(t) = \delta_0 + m_d \cdot t^{n_d - 1} \qquad (5.22)$$

Como foi salientado, a expressão da extensão devida a esforços axiais – Eq. (5.22), à esquerda, tem tido uma larga aceitação associável ao vasto conjunto de estudos desenvolvidos para a previsão da fluência de materiais FRP em geral. A expressão da deformação por corte – Eq. (5.22), ao centro, foi estabelecida numa tentativa de verificar se a viscoelasticidade de elementos pultrudidos obedece à lei de **Findley** quando sujeitos a estados de tensão tangenciais, sob solicitações em flexão [**5.25,5.26**]. A terceira Eq. (5.22), à direita, foi posteriormente explorada com o intuito de interpretar se os registos experimentais em termos de flechas seguem, de igual forma, uma lei da potência e qual o relacionamento entre as três constantes:  $n_e$ ,  $n_g$  e  $n_d$  [**5.37**]. Foram também objecto de estudo as teorias das vigas<sup>2</sup>, visando a previsão dos deslocamentos ao longo do tempo e procurando estabelecer relações entre elas e a lei de potência.

Aquelas investigações indicaram resultados promissores para o dimensionamento de estruturas pultrudidas em GFRP, a longo prazo, com base nas Eqs. (5.22) baseadas numa simples lei de potência. A linearidade do modelo simplificado – Eq. (5.21) permitiu derivar expressões em função do tempo para as constantes elásticas "diferidas" de elementos submetidos a esforços axiais e de flexão, com esforço transverso, designando-se doravante por módulo de elasticidade à tracção / compressão ou em flexão à idade *t*, Eq. (5.23), e por módulo de distorção à idade *t*, Eq. (5.24).

Módulo de elasticidade ..... 
$$\varepsilon(t) / \sigma = \left(\frac{1}{E_0}\right) + \left(\frac{1}{E_t}\right) \cdot t^{n_e} \xrightarrow{inverso} E(t) = \frac{\sigma}{\varepsilon(t)} = \frac{E_0 \cdot E_t}{E_t + E_0 \cdot t^{n_e}}$$
(5.23)

$$M \acute{o} du lo \ de \ distor \ c \widetilde{a} o \ \dots \dots \qquad \gamma(t) / \tau = \left(\frac{1}{G_0}\right) + \left(\frac{1}{G_t}\right) \cdot t^{n_g} \xrightarrow{inverso} G(t) = \frac{\tau}{\gamma(t)} = \frac{G_0 \cdot G_t}{G_t + G_0 \cdot t^{n_g}}$$
(5.24)

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Os índices em subscript derivam: e – módulo de elasticidade E; g – módulo de distorção G; d – deslocamento d.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Teorias da elasticidade das vigas de Euler-Bernoulli e de Timoshenko.

As expressões anteriores, Eqs. (5.23) e (5.24), permitem estimar as reduções das respectivas componentes de rigidez de um elemento FRP (laminado / perfil), contando com a determinação ou o conhecimento prévio dos parâmetros de fluência, ( $m \in n$ ), da equação de **Findley**. Sob tensão uniaxial ( $\sigma$ ) e tensão tangencial ( $\tau$ ) constantes, os módulos relacionam-se pelas formas:

Elásticos (instantâneos)

Viscoelásticos (transientes)

Módulos de elasticidade..... 
$$E_0 = \left(\frac{\sigma_{\varepsilon}}{\varepsilon'_0}\right) = \left(\frac{\sigma}{\varepsilon_0}\right) \qquad \qquad E_t = \left(\frac{\sigma_m}{m'_e}\right) = \left(\frac{\sigma}{m_e}\right)$$
(5.25)

Módulos de distorção.....G<sub>0</sub> =  $\left(\frac{\tau_{\gamma}}{\gamma'_{0}}\right) = \left(\frac{\tau}{\gamma_{0}}\right)$   $G_{\tau} = \left(\frac{\tau_{m}}{m'_{g}}\right) = \left(\frac{\tau}{m_{g}}\right)$  (5.26)

Ambos os módulos  $E_t$  e  $G_t$  caracterizam o respectivo comportamento em função do tempo e, tal como os módulos iniciais  $E_0$  e  $G_0$ , podem ser expressos pelas relações entre a tensão aplicada e os parâmetros de fluência correspondentes, determinados com base num só ensaio de fluência ou numa série varrendo uma gama de tensões aplicadas em regime linear. Outra forma de representar a lei de **Findley** é usualmente dada em termos de flexibilidade, S(t), em função do tempo, *i.e.*, o inverso do módulo de elasticidade à idade t, E(t) - Eq. (5.23). Para uma tensão  $\sigma$  constante, a Eq. (5.27) compõe-se naturalmente da componente elástica instantânea,  $S_0$ , adicionada à correspondente componente transiente de fluência,  $\Delta S_t$ .

Função de fluência (flexibilidade) ..... 
$$\varepsilon(t)/\sigma = \frac{1}{E(t)} \Leftrightarrow S(t) = S_0 + \Delta S_t(t) = S_0 + S_t \cdot t^n$$
 (5.27)

O efeito da temperatura – *termoviscoelasticidade* tornou-se numa matéria de grande interesse na resposta viscoelástica de um compósito FRP, com a premente vantagem por realizações menos morosas de ensaios de fluência (acelerados). **Yen** e **Williamson** [5.38] introduziriam o efeito da temperatura na lei de **Findley**, passando a incluir parâmetros de temperatura na equação geral do modelo. Para uma dada condição termomecânica específica ( $\sigma e T$ ), a expressão geral de **Findley** pode ser reescrita na forma,

Princípios TTS(S)P ..... 
$$\mathcal{E}(\sigma, T, t) = \sigma \cdot \left[S_0(\sigma, T) + S_t(\sigma, T) \cdot t^n\right]$$
 (5.28)

No Anexo D.2 é resumida uma derivação do princípio da sobreposição tempo-temperatura (TTSP)<sup>1</sup>, enquanto um dos principais procedimentos de caracterização acelerada desenvolvido nos meados do século XX [5.3,5.4]. Este é ainda acompanhado por uma síntese do princípio subjacente aos níveis de tensão elevados equivalentes para tempos longos (TSSP) [5.39], aplicado na presente tese, a par do princípio TTSSP como resultado da combinação dos dois princípios anteriores (temperatura e tensão) [5.40].

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> TTSP / TSSP / TTSSP – do inglês, *Time-Temperature / Time-Stress / Time-Temperature-Stress Superposition Principles*.

Estes representam processos correntes na análise da viscoelasticidade dos materiais FRP, em particular não linear.

Tendo por fim o recurso às técnicas descritas de caracterização acelerada, **Dutta** e **Hui [5.41]** sugeriram uma outra forma modificada da lei da potência de **Findley** – Eq. (5.29), ao incluírem uma relação de temperaturas  $T/T_0$ , (em °C), no expoente *n* da potência da formulação geral.

Efeito da temperatura<sup>1</sup>..... 
$$\varepsilon(t) = \varepsilon_0 + m \cdot \left(\frac{t}{\tau_0}\right)^{n \left(\frac{T}{T_0}\right)}$$
 (5.29)

Segundo aqueles autores, a Eq. (5.29) permite caracterizar a fluência por curvas experimentais, considerando diferentes níveis de temperatura a que o material pode estar sujeito – por via da relação directa entre a temperatura absoluta T e uma dada temperatura de referência  $T_0^{-1}$  para a qual os parâmetros m e n são estimados. Esta razão relaciona-se directamente com o expoente que define a *função potência* que, por sua vez, condiciona a forma final ajustada para a curva de fluência.

#### 5.2.2.3 Outros modelos (semi-) empíricos

Embora o modelo de **Findley** traduza uma equação empírica, esta tem mostrado também soluções viscoelásticas muito aproximadas às dos modelos mecânicos lineares, produzidos por uma combinação de elementos adequada. Para além das situações referidas acerca da aplicabilidade da lei de **Findley**, importa reter algumas leis (semi-) empíricas igualmente adoptadas na previsão do comportamento diferido de FRP e que reflectem, de certa maneira, alternativas às limitações inerentes à potência daquele modelo, *vd*. Fig. 5.5.



Figura 5.5: Comparação entre modelos de potência: lei de Findley vs. lei geral. Adaptado [5.7]

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Temperatura de referência  $T_0$  correspondente à temperatura de 25 °C no parâmetro de referência do tempo  $\tau_0$  de 1 minuto.

No caso dos materiais poliméricos, as curvas experimentais parecem apontar para um valor constante do efeito a muito longo prazo, (*cf.* Fig. 5.5), embora, segundo **Guedes** [5.7], esta tese tenha sido apenas confirmada por meio de ensaios de caracterização acelerada a temperaturas elevadas (TTSP). Com o objectivo de contornar a forma ilimitada da fluência de **Findley**, numa escala de tempo bastante alargada, a lei da potência geral sugere uma equação que delimita esse comportamento superiormente, em termos de flexibilidade – Eq. (5.30), à esquerda. Por um lado, foi constatada uma boa concordância para com o comportamento viscoelástico de termoplásticos reforçados (PEEK) [5.40]. Por outro, esta revelou-se desajustada na reprodução do comportamento de compósitos CFRP, de base termoendurecível (epoxídica), tendo a lei de **Cole-Cole** conduzido a melhores resultados – Eq. (5.30), à direita, [5.7].

Potência geral  
Lei de Cole-Cole  
Lei de potências ...... 
$$S(t) = S_0 + \frac{S_\infty - S_0}{(1 + \tau_0 / t)^n}$$

$$S(t) = S_0 + \frac{S_\infty - S_0}{1 + (\tau_0 / t)^n}$$
(5.30)

Os termos  $S_0$ ,  $S_\infty$  e *n* nas Eqs. (5.30) representam parâmetros constantes de fluência que podem ser determinados ajustando as leis a um conjunto de registos experimentais. No exemplo observado na Figura 5.5, pode comparar-se a diferença entre as previsões da lei de **Findley** e as da potência geral. Nesta última, a função de fluência, ( $S_\infty$ ), é limitada superiormente, como revela o comportamento de certos materiais poliméricos, sobretudo de estrutura reticulada, [**5.42**], *e.g.*, resinas epoxídicas que apresentam viscosidade e elasticidade limitadas ( $S_\infty \rightarrow c^{te}$ ). Segundo **Xiao** [**5.40**], o modelo da potência geral fica também associada uma interpretação física que vai além do empirismo inerente, conseguindo descrever o comportamento do material FRP desde um estado vítreo (*sólido*) a um estado elástico viscoso (*borracha*).

De facto, a lei da potência geral inclui a potência simples, sendo aquelas equivalentes numa escala de tempo relativamente curta. Pela análise do gráfico da Figura 5.5, em escalas logarítmicas, facilmente se percebe que a lei da potência simples se aproxima bem da potência geral para valores até cerca de 50% do termo  $S_{\infty} - S_0$ . Nessa medida, fica garantida a adequabilidade da lei de **Findley** para caracterizar as respostas viscoelásticas de materiais compósitos que não atravessem a temperatura de transição vítrea,  $T_g^1$ . Devido à natureza conservativa da lei da potência, e uma vez que a maioria das estruturas compósitas são aplicadas sob temperaturas consideravelmente abaixo de  $T_g$ , a forma simples da potência revela-se adequada na maior parte das situações [5.42]. Se a temperatura for superior a  $T_g$  ou se esta for afectada de modo significativo por fenómenos ambientais, a forma simples da potência de **Findley** deve então ser preterida face à formulação da potência geral, assim como no caso de se pretender efectuar estimativas por longos períodos de tempo (não obstante a maior susceptibilidade à rotura).

 $<sup>{}^{1}</sup>T_{g}$  – Temperatura de Transição Vítrea: temperatura (média) a que se dá a alteração reversível que ocorre nos polímeros amorfos, ou nas regiões amorfas dos polímeros semi-cristalinos, de um estado dúctil (viscoso) para um estado sólido duro (frágil).

Ainda no seguimento das leis de potência, uma forma alternativa de representar matematicamente as propriedades viscoelásticas é através do uso das designadas *séries de leis de potência* [5.17]. Por exemplo, considerando o caso da função de fluência, esta pode ser dada pela seguinte equação:

Série de leis de potências...... 
$$S(t) = S_0 + \sum_{i=1}^{N} \frac{S_i}{(1 + \tau_i/t)^n}$$
 (5.31)

Os termos  $S_0$ ,  $S_i$ ,  $\tau_i$  e *n* são, de igual modo, constantes de fluência a estimar por regressão e *N* traduz o número de termos da série. À semelhança de outras formas publicadas em série – *série infinita*, a Eq. (5.31) reflecte uma forma análoga à lei da potência geral, (mas descrita em série), permitindo também representar a curva de fluência a tender para uma constante quando o tempo tende para infinito.

Como referido, **Pang** e **Wang** [5.9] adoptaram diferentes leis empíricas para reproduzir a fluência de mantas compósitas, conforme as fases atravessadas pelo comportamento diferido que foi observado experimentalmente pelos investigadores. Enquanto em fase primária a lei de **Findley** proporcionou, naturalmente, uma boa correlação, a lei de **Norton** foi a indicada para representar a fluência secundária, em consideração das velocidades de crescimento que se mantiveram aproximadamente constantes, ainda que por tempos muito reduzidos. Essa lei é representada por uma função linear do tempo, Eq. (5.32), cujos parâmetros  $S_0$  e  $S_t$  são similares aos da lei de **Findley**, à excepção óbvia do expoente linear (*n*=1).

Lei de Norton (fluência) ...... 
$$S(t) = S_0 + S_t \cdot t$$
 (5.32)

Outra representação para o estado II da fluência, pode ser dada em termos da velocidade do processo, segundo as leis de **Norton** (5.33), tipificada por uma função de potência *n* da tensão aplicada ( $\sigma$ ) [5.43].

Lei de Norton (taxa de deformação) ..... 
$$\varepsilon(\sigma) = A \cdot \sigma^n$$
 (5.33)

Os parâmetros *A* e *n* mantêm-se como constantes materiais na Eq. (5.33). É frequente estas serem acopladas a uma teoria de processos relacionando a velocidade de fluência com a temperatura. Fisicamente, tal corresponde a analisar o efeito diferido como se tratasse do fenómeno de escoamento viscoso num fluido, análogo à deformação secundária de fluência nos metais. Nesse sentido, a formulação exponencial da Eq. (5.34)<sup>1</sup>, referenciada por **Garofalo [5.44]**, relaciona a taxa de deformação em fase II quer com a tensão  $\sigma$ , quer com a temperatura absoluta *T* (em °K).

Lei de Garofalo (taxa de deformação)<sup>1</sup>..... 
$$\mathcal{E}(\sigma, T) = A \cdot \sigma^n \cdot e^{-\left(\frac{Q}{R \cdot T}\right)}$$
 (5.34)

 $<sup>^{1}</sup>Q$  – energia de activação do processo de fluência e *R* – constante universal dos gases (1,987 cal/mol).

As constantes A e n possuem um significado similar ao referido na Eq. (5.33).

A forma original destas últimas leis por taxa de deformação, ou as versões modificadas visando metodologias de caracterização acelerada, têm sido aplicadas com bastante sucesso em materiais compósitos, sobretudo de matriz metálica **[5.45]**. Destaca-se, no entanto, o trabalho desenvolvido por **Zhu** *et al.* **[5.46]**, do qual sobressaiu uma representação satisfatória do comportamento de um compósito resinoso com reforço híbrido (vidro / carbono), para níveis de carga reduzidos.

Apesar de terem sido desenvolvidas outras formulações ao longo das últimas quatro décadas, nenhuma parece reunir uma vasta aceitação geral como a alcançada pela pioneira em materiais plásticos / poliméricos com ou sem reforço – a Lei de **Findley** – Eq. (5.18) **[5.1]**.

# 5.2.3 VISCOELASTICIDADE NÃO LINEAR ANISOTRÓPICA

Os princípios da teoria da viscoelasticidade linear, revistos na secção anterior, somente têm aplicação na caracterização de materiais poliméricos a longo prazo quando os níveis de solicitação são relativamente baixos. Esta gama de linearidade é, por vezes, muito reduzida quando comparada com o nível disponível da resistência do material. Embora através do princípio da sobreposição de **Boltzmann** se consiga descrever com sucesso as propriedades viscoelásticas a longo prazo, este deixa de ser adequadamente aplicável à não linearidade evidenciada no comportamento viscoelástico nas mais diversas aplicações compósitas, uma vez que implica a perda do respectivo domínio de validade relativo às condições impostas. A aproximação viscoelástica linear mantém-se válida até um certo patamar de solicitação, designado segundo **Papanicolaou** *et al.* [**5.47**] como *"limite viscoelástico linear"*<sup>1</sup>. Acima deste nível de tensão, a resposta do material é condicionada pela não linearidade.

Se por um lado uma grande diversidade de materiais FRP exibe comportamento praticamente linear ou muito próximo da linearidade quando solicitado a níveis baixos a médios de tensão, por outro lado, nos mesmos sistemas materiais em consideração, pode ser observado na resposta um apreciável fenómeno de não linearidade para níveis mais elevados de tensão **[5.48]**.

Caso a resposta não linear seja apreciável, **Guedes** *et al.* **[5.49]** indicam a sua consideração na análise a longo prazo de estruturas compósitas, de forma a efectuar-se directa ou indirectamente um dimensionamento mais realista – sob o maior potencial a ser extraído dos materiais FRP. As variações das características mecânicas relacionadas com a resistência e a rigidez, decorrentes da não linearidade, devem ser devidamente quantificadas não só para vários níveis e condições de carregamento, como também sob as mais diversas condições ambientais e higrométricas como, por exemplo, a temperatura, a humidade e o envelhecimento, quer físico (variação da temperatura  $T_g$ ) quer químico (alteração do peso molecular) **[5.27]**.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> No inglês, *Linear Viscoelastic Threshold*.

## 5.2.3.1 Das formulações pioneiras até ao modelo de Schapery

Os investigadores referenciados em primeira linha na literatura desenvolveram um determinado número de teorias viscoelásticas, concomitantes nas aproximações que visaram a resposta de materiais FRP em regime não linear. De forma a contornar a limitação da equação constitutiva sob a forma de integral simples – Eqs. (5.7) a (5.9), (princípio da sobreposição de **Boltzmann**), foram propostas em alternativa diversas leis de sobreposição de efeitos, desde leis empíricas desenvolvidas como modelos capazes de reproduzir unicamente o comportamento não linear de um compósito específico, até às representações complexas de integrais múltiplos. Dentro das várias teorias, começa-se por destacar a teoria geral **GRSN**<sup>1</sup>, revista nos estudos de **Green**, **Rivlin**, **Spencer** e **Noll**, (entre 1957 e 1960), em que as relações constitutivas de fluência e relaxação para comportamento não linear envolvem séries de integrais here-ditários múltiplos englobando as Eqs. (5.8) e (5.9) no primeiro termo de uma série, *cf. Ref.ª*. **[5.50,5.51]**. Estas equações, contendo funções **Kernel**, foram extensamente aplicadas em muitas investigações no nicho da indústria aeroespacial, podendo ser facilmente destacados trabalhos experimentais que permitiram obter aquelas funções (propriedades materiais) através de ensaios uniaxiais à fluência e relaxação.

No entanto, as exigências experimentais para uma aplicação bem sucedida da teoria **GRSN** logo se evidenciaram como sendo incomportáveis quando o compósito detinha fortes não linearidades. Embora as complexas representações de integrais múltiplos e respectivas relações constitutivas tenham gozado de uma enorme atracção, nos finais da década de 60, segundo **Lou** e **Schapery** [**5.52**] estas possuem uma aplicabilidade de extrema dificuldade, devido ao elevado número de parâmetros não lineares introduzidos nas suas formulações. Nesse sentido, seguiram-se metodologias simplificadas de forma a eliminar as limitações da teoria **GRSN** na sua aplicação prática para descrever o comportamento não linear.

Na modelação do comportamento não linear foram também concentrados esforços na formulação do princípio de **Boltzmann** e nas tentativas pela sua modificação para incluir o caso não linear (para além da excelente concordância em regime linear). Por exemplo, a mais antiga abordagem foi a proposta por **Leaderman**, em 1943, aplicando um modelo de integral simples na descrição do comportamento à fluência em fibras têxteis [**5.53**]. Igualmente, como modo de reduzir a complexidade dos integrais múltiplos, entre os anos de 1955 e 1967, **Findley** usou o que estes dois últimos autores apelidaram do princípio da sobreposição modificado (MSP)<sup>2</sup>, para prever a resposta em extensão de material PVC solicitado para vários níveis de tensão de tracção e corte puro [**5.52**]. Mais adiante expõe-se a representação equacional deste princípio conducente na representação mais geral de integral simples abordada à *posteriori* por **Schapery**. A vantagem do princípio reside precisamente na sua eficácia em estimar as funções incluídas na equação constitutiva de integral simples, traduzida pela necessidade de realização de ensaios

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Teoria **GRSN**: **Green – Rivlin – Spencer – Noll**, sigla composta pelas iniciais dos nomes dos respectivos autores.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> MSP – do inglês, *Modified Superposition Principle*.

somente para um nível de tensão; ao invés das formulações complexas acima referidas, que obrigam à reprodução de resultados de fluência para três níveis de tensão sucessivamente crescentes.

Posteriormente, em 1972, **Smart** e **Williams** [5.54] efectuaram uma revisão técnica sobre as várias teorias não lineares até então estudadas, recorrendo a uma outra formulação proposta em 1963 – **BKZ**<sup>1</sup>, dirigida a resultados experimentais obtidos de diferentes materiais, sob controlo de carga e deformação. A aplicação deste modelo para prever tensões de relaxação em função da história da deformação imposta acabou por ser inconclusiva devido à grande limitação dos resultados demonstrados através dos ensaios, não tendo sido possível uma caracterização completa de qualquer um dos materiais e consequente avaliação criteriosa da teoria inicialmente proposta.

A representação de um determinado comportamento viscoelástico não linear observado experimentalmente, recorrendo a equações mais rebuscadas, por vezes, ao não ser suficientemente crível, também não é tangível pelo simples facto de mesmo uma equação integral múltipla de 3ª ordem exigir uma precisão de resultados experimentais que de modo algum será facilmente atingível. Apesar das primeiras formulações não serem muito eficazes devido à inerente complexidade dos materiais poliméricos, e à própria afectação do fenómeno de envelhecimento sobre o comportamento viscoelástico, estes modelos enunciados não devem contudo ser menosprezados.

Com notória distinção sobre outros modelos, a formulação proposta por **Schapery**, em 1969, representa, consensualmente, na comunidade científica o mais insigne modelo capaz de reproduzir, com bastante precisão, a não linearidade susceptível de ocorrer na resposta viscoelástica de uma enorme variedade de polímeros e compósitos de base polimérica para elevados níveis de tensão [**5.2**]. A origem dedutiva da teoria constitutiva viscoelástica não linear de **Schapery**, generalizada para carregamentos multiaxiais, revê-se nos princípios fundamentais da Termodinâmica usando conceitos de processos irreversíveis [**5.52**]. Na *Ref*.<sup>a</sup> [**5.55**] encontra-se uma revisão das bases teóricas que sustentam esta derivação, relatada por **Hiel, Brinson** e **Cardon**. De acordo com o modelo, com funções de tensão separadas, a não linearidade é controlada por um certo número de parâmetros que permitem expor as diversas não linearidades de cada uma das componentes da resposta viscoelástica de um dado sistema material. Para o caso particular de solicitação uniaxial (história de carregamento arbitrária,  $\sigma(t)$ ), sob condições ambientais de temperatura e humidade constantes, a teoria geral de **Schapery**, para materiais isotrópicos, reduz-se na seguinte equação constitutiva não linear de integral simples:

Expressão geral de Schapery..... 
$$\mathcal{E}(t) = g_0 \cdot S_0 \cdot \sigma(t) + g_1 \cdot \int_0^t \Delta S(\psi - \psi') \cdot \frac{\partial [g_2 \cdot \sigma(\tau)]}{\partial \tau} d\tau$$
 (5.35)

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Teoria **BKZ**: Bernstein – Kearsley – Zapas, sigla composta pelas iniciais dos nomes dos respectivos autores.

A função (flexibilidade) de fluência viscoelástica linear,  $S(\psi)$ , está dividida em duas componentes:

- $S_0$  componente instantânea da flexibilidade elástica, independente do tempo;
- $\Delta S(\psi)$  componente transiente da flexibilidade de fluência, dependente do tempo;

e, por sua vez, os tempos  $\psi e \psi$ , designados como "tempos reduzidos", são dados por:

em que, os termos  $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_\sigma$  representam os parâmetros ou termos não lineares, em função do nível de tensão e também são dependentes das condições ambientais de temperatura e humidade. **Lou** e **Schapery** verificaram, precisamente, que existem quatro termos que são funções da tensão ( $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_\sigma$ ), influenciados pelas condições ambientais, em que cada termo contribui quantitativamente de forma diferenciada no grau de não linearidade da resposta **[5.52]**. Por seu turno, há uma função da variável tempo,  $a_\sigma$ , que reflecte o estado de tensão, a temperatura e a humidade. Trata-se, assim, de uma representação integral simples contendo funções **Kernel**, que podem ser determinadas experimentalmente, através de ensaios uniaxiais de fluência seguida de recuperação, permitindo incluir os efeitos ambientais referidos. Na generalidade, todos os parâmetros dependem também da orientação das fibras de reforço relativamente ao eixo de solicitação. Remete-se de seguida no *§5.2.3.2* a influência que a anisotropia exerce no comportamento viscoelástico dos materiais FRP. Ao longo dos tempos, diversos investigadores têm demonstrado, com elevado sucesso, a aplicabilidade da teoria de **Schapery** numa gama bastante alargada de materiais poliméricos e materiais compósitos reforçados com fibras, incluindo: compósitos de resina epoxídica com fibra de vidro, compósitos laminados reforçados com fibra de carbono, filmes de nitrocelulose, material reforçado em resina fenólica e colas estruturais [**5.56–5.60**].

O predomínio do modelo de **Schapery** deve-se também ao facto de descrever o comportamento viscoelástico na sua forma mais generalizável. Isto é, tanto inclui o princípio da sobreposição de **Boltzmann**, que descreve o caso particular da viscoelasticidade linear, como abrange as aproximações de **Leaderman** e **Findley** (princípio da sobreposição modificado MSP) como um caso particular da resposta viscoelástica não linear. Quando os níveis de tensão são suficientemente baixos, todos os termos  $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_{\sigma}$  tomam valores unitários e, portanto, a Eq. (5.36) reduz-se ao integral de **Boltzmann**, *cf.* Eq. (5.9). A representação do princípio MSP – Eq. (5.36) corresponde à equação de **Schapery** assumindo os parâmetros  $g_0 = g_1 = a_{\sigma} = 1$ , sendo a não linearidade modelada, por completo, através do parâmetro  $g_2$ .

Expressão geral do MSP.....  $\mathcal{E}(t) = S_0 \cdot \sigma(t) + \int_0^t \Delta S(t-\tau) \cdot \frac{\partial [g_2 \cdot \sigma(\tau)]}{\partial \tau} d\tau$  (5.36)

Caso se encontrem disponibilizadas as soluções (**Kernel**) dos termos  $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_\sigma$  como funções de tensão, e se for conhecido o modelo que rege a componente transiente da flexibilidade de fluência –  $\Delta S(\psi)$ , será teoricamente possível integrar a Eq. (5.36) e obter uma expressão para a resposta viscoelástica,  $\varepsilon(t)$ , devido a uma qualquer história de carregamento uniaxial,  $\sigma(t)$ . Contudo, em geral, qualquer uma das dependências funcionais dos factores  $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_\sigma$  com o estado de tensão não é conhecida à *priori*, ou não é possível a resolução do integral com solução analítica. Consequentemente, a Eq. (5.36) tem de ser determinada para o caso mais simples de carga, *i.e.*, sob tensão constante ( $\sigma(t) = \sigma_0 = c^{te}$ ).

Diversos métodos de redução experimental, baseados em aproximações numéricas, são correntemente utilizados na derivação das equações constitutivas não lineares e determinação das respectivas funções não lineares inseridas no modelo [5.47,5.48].

Uma das abordagens, bastante seguida, passa por assumir que o comportamento viscoelástico do compósito obedece a uma lei de potências no tempo:  $\Delta S(\psi) = C. \psi^{n-1}$ , como se verifica na generalidade dos laminados. Será razoável admitir que o expoente *n* é independente dos efeitos ambientais, sendo essas variáveis contabilizadas por intermédio dos termos  $g_1$ ,  $g_2 e a_{\sigma}$ . Introduzindo aquela componente transiente de fluência, aproximada pela conhecida potência, na Eq. (5.36) de **Schapery**, e considerando para a história do carregamento o ciclo dado pela função **Heaviside**, pode mostrar-se, recorrendo às transformadas de **Laplace**, que as respostas em extensão de fluência ( $t < t_1$ ) e de relaxação / recuperação ( $t > t_1$ ) reduzem-se às Eqs. (5.37) e (5.38) nas formas que se seguem respectivamente, **[5.52]**:

Resposta em fluência..... 
$$\mathcal{E}(t) = \sigma_0 \cdot \left[ g_0 \cdot S_0 + C \cdot (g_1 \cdot g_2) \cdot \left( \frac{t}{a_\sigma} \right)^n \right] \qquad ; t < t_1 \qquad (5.37)$$

Resposta em recuperação<sup>2</sup> ..... 
$$\mathcal{E}(t) = \frac{\Delta \mathcal{E}_1}{g_1} \cdot \left[ (1 + a_\sigma \cdot \lambda)^n - (a_\sigma \cdot \lambda)^n \right] \qquad ; t > t_1 \qquad (5.38)$$

As Eqs. (5.37) e (5.38) constituem as equações de **Schapery** para a fluência e recuperação, onde a lei da potência aproxima o comportamento viscoelástico do material compósito em fluência. Como anteriormente referido, para determinar os vários parâmetros das equações ( $g_0$ ,  $g_1$ ,  $g_2$  e  $a_{\sigma}$ ), é necessário conhecer os resultados de ensaios de fluência e relaxação para diversos níveis de tensão e diferentes condições ambientais.

<sup>2</sup>  $\Delta \varepsilon_1 = \sigma_0 \cdot \mathbf{C} \cdot (\mathbf{g}_1 \cdot \mathbf{g}_2) \cdot (t_1 / a_{\sigma})^n$  - extensão por fluência no instante  $t_i$ ;

 $<sup>^{1}</sup>$  C e n – constantes materiais independentes do nível de tensão, para temperatura e humidade constantes.

 $<sup>\</sup>lambda = (t - t_1)/t_1$  – tempo de relaxação.

### 5.2.3.2 Previsão do comportamento a longo prazo de materiais FRP anisotrópicos

As fibras utilizadas nos compósitos de FRP em geral, e nos elementos pultrudidos de GFRP em particular, são consideradas como exibindo um comportamento praticamente elástico linear. Relativamente às matrizes poliméricas de maior relevo nos perfis pultrudidos, ao recaírem no tipo termoendurecível, apresentam uma viscosidade moderada, cujo comportamento poderá ser viscoelástico linear ou não linear, consoante a temperatura e o regime de tensões aplicado. A natureza viscoelástica das resinas poliméricas introduz um comportamento viscoelástico anisotrópico nos plásticos reforçados com fibras.

Mediante as análises micromecânica e macromecânica dos laminados, a formulação teórica CLT pode ser, igualmente, estendida na descrição do comportamento dependente do tempo dos materiais FRP. A ideia de base, sob esta aproximação, assenta numa contribuição individual de fluência ao nível das lâminas, nos respectivos referenciais locais, por meio de estimativas ou de resultados experimentais. Segundo uma das principais abordagens aproximada, em materiais FRP anisotrópicos, as parcelas de rigidez / flexibilidade das lâminas admitidas unidireccionais podem ser caracterizadas em função do tempo da seguinte maneira,

Matriz de rigidez  $\underline{Q}(t) = \begin{bmatrix} Q_{11} & Q_{12} & 0 \\ Q_{12} & Q_{22}(t) & 0 \\ 0 & 0 & Q_{66}(t) \end{bmatrix}$ Matriz de flexibilidade  $\underline{S}(t) = \begin{bmatrix} S_{11} & S_{12} & 0 \\ S_{12} & S_{22}(t) & 0 \\ 0 & 0 & S_{66}(t) \end{bmatrix}$ (5.39)

A abordagem simplificativa está associada à hipótese assumida sobre as componentes axial,  $Q_{11} / S_{11}$ , e de ligação axial-corte,  $Q_{12} / S_{12}$ , serem independentes do tempo, devido ao facto do reforço ser dominante na direcção em que a maioria das fibras estão dispostas (eixo 1, no referencial local), uma vez que se apresentam com uma rigidez muito superior à da matriz. Nesse sentido, as componentes transversal e de corte, (função do tempo), são condicionadas pela matriz polimérica. Salienta-se que, tendo em conta todas as componentes dependentes do tempo, a condição de simetria das matrizes permanece válida [5.7]. O comportamento "global" do laminado à fluência, condicionado ao sistema de eixos correspondente ao da solicitação (referencial global), pode ser modelado de forma similar à referida no **Capítulo 3** para avalia-ção das propriedades de rigidez dos laminados (*i.e.*, recorrendo à lei da transformação de eixos).

Uma das formas de análise da fluência de um compósito de FRP (*e.g.*, laminados com fibras dispostas aleatoriamente) incide sob a condição de igualdade das variações de deformação, ao longo do tempo, em todas as lâminas que formam o laminado. Este tipo de análise é relativamente simples quando a distribuição de tensões no laminado se mantém constante durante o fenómeno diferido. No entanto, se essa distribuição sofrer alterações devido à transferência de tensões entre as fibras e a matriz, ou entre as diversas lâminas sob diferentes deformações de fluência e condições de arranjo das lâminas (*e.g.*, fibras

de reforço com orientações diferenciadas), a análise tornar-se-á mais complexa e requererá uma continuada e sucessiva reavaliação do estado actual de tensão instalado no compósito, de maneira a garantir a compatibilidade das deformações. Esta aproximação teórica geral foi abordada por vários investigadores para avaliar o comportamento à fluência de compósitos laminados **[5.42,5.45]**.

As metodologias mecânicas anteriores serviram, em tempos, para verificar experimentalmente a aplicabilidade da equação constitutiva de integral simples da linearidade de **Boltzmann**, bem como mais tarde, em 1986, a não linearidade de **Schaper**y por intermédio de **Tuttle** e **Brinson [5.61]**. Embora o comportamento à fluência de lâminas com as fibras a 0° seja reduzido face às restantes orientações, este foi explicado como sendo devido ao "esticar" de algumas fibras desalinhadas [5.21]. Com base em resultados experimentais de compósitos de matriz epoxídica, reforçados quer com fibras de carbono quer com fibras de vidro, sabe-se que este tipo de laminados pode chegar a exibir uma forte não linearidade que é atribuída ao aumento e crescimento das fissurações no material em adição à normal não linearidade reversível. Por aplicação da lei de **Schapery**, **Mohan** e **Adams [5.56]** concluíram que a temperatura e a humidade condicionam fortemente a resposta viscoelástica não linear destes materiais.

Os principais desenvolvimentos na previsão do comportamento a longo prazo dos compósitos laminados são baseados, essencialmente, em metodologias de caracterização acelerada, propostas nos estudos académicos de **Dillard**, *cf. Ref.*<sup>*a*</sup>. **[5.62]**. Na Figura 5.6 ilustra-se genericamente a base metodológica.



*Figura 5.6*: Metodologias para a caracterização acelerada dos materiais FRP, a partir de ensaios de curta duração, para a previsão do comportamento a longo prazo de laminados gerais. <sup>Adaptado [5.7,5.49]</sup>

O objectivo daquelas metodologias, prosseguido também por outros autores [5.55,5.63], foi alcançado através de modelos numéricos utilizando métodos incrementais na teoria CLT, com base no comportamento não linear, para o cálculo das deformações a partir dos esforços instalados nos laminados. As propriedades mecânicas das lâminas dependentes do tempo são avaliadas por meio de ensaios de curta duração à fluência, a diferentes níveis de tensão, temperatura e humidade, em detrimento de uma caracterização com recurso a modelos micromecânicos. Uma vez estabelecido o comportamento a curto prazo, a integração da ECV, sobretudo não linear de **Schapery**, com os princípios da sobreposição TTSP, TSSP ou TTSSP permitem estimar o comportamento a longo prazo do material laminar unidireccional.

Por fim, para a previsão dos tempos de rotura, pode ser utilizado o critério de **Tsai-Hill** modificado de modo a incluir a dependência das tensões de rotura com o tempo. A inclusão destes modelos na teoria CLT (ou MEF), permite prever o comportamento e o tempo de vida útil de laminados gerais, submetidos a quaisquer solicitações e condições ambientais, *cf.* Fig. 5.6. Nesta última matéria, são de realçar os esforços conduzidos por investigadores nacionais, **Guedes [5.4]** e **Guedes** *et al.* **[5.7,5.49]**.

# 5.3 ESTADO DA ARTE: FLUÊNCIA EM ELEMENTOS GFRP

Perante o actual conhecimento do *estado da arte*, o fenómeno da fluência é abordado e discutido na presente secção segundo as orientações mais relevantes sobre o comportamento e a análise de elementos pultrudidos de FRP – GFRP, com maior interesse prático em aplicações da indústria da construção. Como se pode depreender da revisão da literatura especializada, a informação disponibilizada é relativamente escassa quando atendida em exclusivo aos materiais produzidos por pultrusão, ficando aquém do que seria desejável ou mesmo esperado devido à susceptibilidade ao efeito diferido. Além disso, os elementos à escala menor – laminados / provetes são alvo de um maior número de investigações por comparação com os elementos estruturais (escala maior), nomeadamente painéis de laje pré-fabricados ou mesmo sistemas estruturais. Tal facto, associado em parte à morosidade, é justificável por este tipo de ensaio ser dispendioso na sua generalidade e, por vezes, de difícil concepção laboratorial.

Segundo **Scott** *et al.* **[5.27]**, existe uma fraca motivação por parte dos investigadores por estudos que envolvam elementos estruturais à escala real. Excepto alguns trabalhos pontuais, sobretudo os citados muito recentemente, os ensaios à fluência conduzidos em pultrudidos têm-se limitado, na realidade, a simples corpos de prova carregados axialmente, durante tempos bastante reduzidos, a elementos com função bidimensional mas de escala reduzida (laminados em flexão) ou a vigas curtas. Nessa medida, o primeiro *§5.3.1* é dirigida aos principais resultados obtidos por alguns investigadores<sup>1</sup>, também enquanto tópico importante no âmbito dos estudos conduzidos pelo autor – na Secção 5.4 do presente capítulo. A maior parte das investigações sintetizadas são desenvolvidas para ambas as tipologias de análise: experimental e analítica. Após um resumo dos principais estudos precedentes, no segundo *§5.3.2* são apontadas e comparadas as recomendações previstas nas normas e regulamentos actualmente existentes, complementadas com outras da literatura de referência.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Incluindo investigações do autor do documento de tese.

### 5.3.1 INVESTIGAÇÕES EXPERIMENTAIS E ANALÍTICAS RELEVANTES

O resumo que segue das principais investigações, desenvolvidas até à actualidade, é descrito com base nas condições de ensaio, modelações propostas e nos resultados mais visíveis apresentados pelos seus autores, com particular destaque nos elementos "puros" de GFRP, preferencialmente produzidos por pultrusão. São também referenciados, sempre que possível, os sistemas de carregamento utilizados nos ensaios de fluência. Face ao maior interesse no âmbito da presente tese, a par dos recentes desenvolvimentos, os estudos sintetizados são agrupados em dois parágrafos, consoante a forma dimensional dos elementos, em parte também associada à escala de análise: \$5.3.1.1 - elementos unidimensionais (provetes, barras e vigas) e \$5.3.1.2 - elementos bi e tridimensionais (painéis de laje e sistemas estruturais compostos). Procurou seguir-se uma descrição cronológica dos estudos publicados. Por último, no  $$5.3.1.3 \text{ é efectuada uma conclusão sinóptica dos trabalhos, com breve apontamento geral.$ 

## 5.3.1.1 Elementos unidimensionais – provetes e barras (vigas e colunas)

Holmes e Rahman [5.24] ensaiaram à fluência três vigas pultrudidas de GFRP com uma secção tubular (150×300 mm), durante um período de 20 meses, sob condições normais de laboratório. Para um vão de 6.000 mm, cada uma das vigas foi solicitada para um diferente tipo de carregamento. Enquanto uma das vigas foi submetida em flexão a 4P (1/3 da tensão de rotura), uma outra foi carregada de forma similar mas para ciclos de carga/descarga até ao 90° dia, após o qual foi mantido constante o nível de carga. Uma terceira viga foi monitorizada considerando somente o seu peso próprio. Os valores experimentais da extensão de fluência, em tracção e compressão, e da distorção foram comparados com as estimativas obtidas da aplicação de três modelos viscoelásticos empíricos, com base na lei de Findley. As extensões de tracção e corte a longo prazo evidenciaram uma boa consistência com as previsões dos modelos, derivadas em função dos resultados das primeiras 2.000 horas, enquanto que as extensões de compressão variaram significativamente das previstas. Tal como efectuado para as extensões, também foi registada a flecha a meio vão. Nas duas vigas sujeitas a carregamento, mais de 65% da flecha de fluência ocorreu nas primeiras 500 horas, aumentando para 80% às 1.000 horas. No fim do ensaio, às 15.000 horas, foi verificado um aumento do dobro da flecha inicial. A viga não carregada apresentou uma variação da deformação relativa de 35%, praticamente constante ao longo do tempo, e de grandeza muito inferior à observada nas vigas solicitadas transversalmente. Os resultados destes autores revelaram à época (1980) um fraco desempenho à fluência de perfis em flexão, cujos efeitos do fenómeno parecem ser bastante excessivos para se garantir o cumprimento dos requisitos de desempenho em serviço.

Em 1990, **Spence [5.64]** referenciou um ensaio à compressão de um varão pultrudido constituído por resina epoxídica / fibra de vidro (comprimento de 19,0 mm e diâmetro de 6,35 mm). O provete foi solicitado a 30% da resistência última do material, durante 840 horas, à temperatura ambiente. Findo o ensaio, o autor conclui que a reduzida extensão axial por fluência (0,04‰) não teve significado apreciável na estabilidade dimensional do varão. Esta conclusão foi baseada na extensão estimada para um período superior a 10 anos, com base no registo experimental, o qual permitiu prever os devidos efeitos diferidos.

Daniali [5.65] analisou em 1991 o comportamento estrutural a curto e longo prazo de um conjunto de vigas - lintéis pultrudidas de GFRP, submetidas a carregamento uniformemente distribuído, sob diferentes temperaturas. O autor analisou a influência dos seguintes factores relacionados com as características das vigas: (i) tipo de resina do material (poliéster e viniléster), (ii) temperatura (ambiente e 54 °C) e (iii) geometria da secção transversal em T (alma com cavidade e alma cheia). As vigas de alma aberta foram construídas com banzos de dimensão 95×9,5 mm e alma de 119×19 mm. As vigas de alma cheia apresentavam dimensão de 83×9,5 mm nos banzos e 114×6,3 mm na alma. Foi adoptado um modelo de viga contínua de 2 tramos, em ambos as tipologias de perfil, para um vão de 1.820 mm. Nos ensaios a curto prazo foram observados modos de rotura por instabilidade lateral por flexão-torção nos perfis de alma cheia, enquanto nas vigas de alma aberta a rotura foi devida ao esmagamento e à encurvadura da alma. Como expectável, a resistência última na rotura foi reduzida com o aumento da temperatura - cerca de 38% e 28% (poliéster) – 18% e 20% (viniléster), respectivamente, nas vigas de alma cheia e com cavidade. Foram ensaiadas à fluência um total de 26 vigas, para níveis de carga em relação às resistências últimas correspondentes a: (i) 50%, 70% e 85% nos ensaios à temperatura ambiente e a (ii) 50%, 60% e 80% nos ensaios conduzidos a 54 °C. As vigas de alma cheia foram carregadas durante 5.000 horas e as vigas de alma oca foram solicitadas por uma duração de 10.000 horas. Por um lado, nas primeiras, a deformação exibida por fluência nos perfis de poliéster (20%) foi superior a 2 vezes a deformação nos perfis de viniléster (50%). Por outro, as flechas nas vigas de alma aberta, em poliéster e viniléster, mantiveram-se muito próximas ao longo das 10.000 horas de ensaio, com aumentos de 20% e 15% das suas respectivas flechas instantâneas. O autor verificou um melhor desempenho nas vigas de viniléster do que nas de poliéster nos ensaios à temperatura a 54 °C. A par da forte redução da resistência no ensaio à rotura, as vigas de poliéster sofreram deformações por fluência também bastante acentuadas, quando comparadas com as de viniléster. Por exemplo, no nível de carga mais elevado (80%), a 54 °C, as vigas de poliéster entraram em rotura num período inferior a 10 horas, enquanto as de viniléster colapsaram ao fim de 50 horas. Em ambos os casos, as flechas observadas foram muito superiores às verificadas nos ensaios à temperatura ambiente. Foi indicada uma recuperação das deformações praticamente total em todas as vigas, tendo-se concluído que os perfis produzidos à base de viniléster apresentam um melhor comportamento à fluência e mais previsível que as de poliéster, especialmente a elevadas temperaturas.

McClure e Mohammadi [5.35] investigaram o comportamento à fluência de perfis pultrudidos solicitados à compressão. Foram realizados ensaios em duas séries de elementos curtos, de diferentes escalas: (i) colunas com secção em cantoneira de abas iguais (50,8×50,8×6,35 mm) de comprimento 152,4 mm e (ii) provetes prismáticos obtidos por corte das abas dos perfis (12,7×6,35 mm) com um comprimento de 31,75 mm. Ambos os elementos detinham a mesma constituição material em GFRP – resina de poliéster isoftálica reforçada com fibras de vidro-E (*rovings* e mantas). A Figura 5.7 mostra o sistema de carga em consola do tipo alavanca (factor multiplicativo de 10), utilizado no ensaio das cantoneiras e dos provetes.

As propriedades elásticas foram obtidas experimentalmente quer nos provetes (11 *un*.) quer nas cantoneiras (20 *un*.). Os provetes apresentaram na rotura valores médios de tensão última muito superiores aos verificados nas cantoneiras. Esta diferença foi justificada pelos autores como sendo devida a instabilidades dimensionais geradas nas cantoneiras por razões geométricas. Acrescentaram que o processo da pultrusão poderá ter contribuído para que uma das abas tenha sido sistematicamente mais rígida que a outra. Sublinha-se, porém, que as eventuais excentricidades entre os eixos de aplicação da carga e de rigidez da secção não foram contabilizadas na análise dos resultados experimentais a longo prazo. Os ensaios de fluência foram conduzidos em ambos os tipos de elementos, por um período de 2.500 horas, com geometria idêntica à do ensaio a curto prazo. A recuperação foi também observada durante 250 horas.



Figura 5.7: Equipamento de ensaio à fluência em compressão, McClure e Mohammadi [5.35].

Os elementos referidos foram submetidos à temperatura ambiente para níveis de carga aproximados a 45% da tensão de rotura (por instabilidade), determinada nos ensaios à rotura. Enquanto as colunas curtas sofreram uma extensão axial média de 14,4%, os provetes apresentaram um encurtamento de 13,8% em relação à extensão inicial. Após 250 horas, relativas ao ciclo de descarga, uma percentagem média de 67% e 54% da extensão de fluência foi recuperada nas cantoneiras e nos provetes, respectivamente. Os autores aplicaram a lei de **Findley** para modelar o comportamento à fluência e o princípio de **Boltzmann** para prever o comportamento em relaxação das duas formas pultrudidas ensaiadas, demonstrando ambos ajustes bastantes concordantes com os resultados experimentais. De modo complementar, a função potência foi usada para estimar a deformação axial por fluência nas cantoneiras, com base nos valores experimentais obtidos dos ensaios em provetes, provando, igualmente, uma boa correlação dos resulta-dos. Por via destas observações, os investigadores afirmaram que, no âmbito da análise do efeito diferi-do, a realização de ensaios à escala real não reflecte benefícios reais face ao processamento mais simples de caracterização à fluência do material laminado. Fizeram ainda notar uma diferença substancial entre os expoentes da potência ajustados dos comportamentos dos provetes (0,170) e das cantoneiras (0,254). Embora sem uma explicação clara sobre essa variação, os autores reiteraram a conclusão anterior sob a tese daquela diferença não afectar a precisão de simular o efeito por via empírica.

**Scott** e **Zureick** [5.36] analisaram experimental e analiticamente o comportamento à fluência em compressão de material pultrudido em GFRP (resina de viniléster / fibra de vidro-E em *rovings* e mantas, com teor de 30%). Neste estudo de 1998, foram utilizados provetes laminados obtidos por corte, na direcção longitudinal, das paredes de perfis com secção transversal em H (102×102×6,35 mm). Os provetes foram sujeitos a três níveis de tensão: 20%, 40% e 60% da tensão última, para uma duração de 10.000 horas. O equipamento projectado por aqueles investigadores encontra-se ilustrado na Figura 5.8. O comportamento uniaxial dependente do tempo foi modelado muito satisfatoriamente com base na lei de **Findley**, para um expoente bastante consistente ajustado do conjunto de resultados registados até cerca de um ano (9.000 horas). Para metade da duração, a deformação por fluência atingida nos provetes rondou um valor médio compreendido entre 12% a 13%, para aqueles níveis de tensão aplicados. Aplicando parâmetros dependentes do nível de tensão, as previsões das propriedades viscoelásticas para uma calibração efectuada com base num período curto de ensaio (1.000 horas), mostraram-se relativamente conservativas perante os resultados experimentais extrapolados a muito longo prazo (75 anos). As demais conclusões deste estudo, relevante na literatura, foram já em parte discutidas no *§5.2.2.1*, assim como serão abordadas mais adiante a par da investigação desenvolvida pelo autor.



*Figura 5.8*: Equipamento do tipo alavanca utilizado como sistema de carregamento no ensaio de fluência à compressão por **Scott e Zureick**: (a) diagrama esquemático e (b) vista lateral **[5.36]**.

**Barpanda** e **Raju** [5.66] avaliaram o efeito da hibridização nas características da fluência e da tensão de relaxação em compósitos pultrudidos híbridos (resina epoxídica / fibra de vidro e grafite). Os autores submeteram uma série de provetes a uma combinação de carregamento em flexão, cíclico e estático, numa gama de temperaturas desde 60 °C a 140 °C, durante 30 minutos em fluência e 15 minutos em

recuperação. A resposta do comportamento a longo prazo foi baseada no princípio da sobreposição TTSP, cuja aplicação foi revista em virtude dos resultados experimentais para tempos muito curtos. Como nota distintiva deste trabalho, pode realçar-se a dependência dos módulos de elasticidade em flexão, à fluência e relaxação, para com o tipo de fibra e configuração da estrutura híbrida do compósito.

Bradley et al. [5.67] desenvolveram um trabalho experimental e analítico com o objectivo de investigar as propriedades a longo prazo de materiais resinosos de poliéster e viniléster, em função das condições de cura. Os investigadores compararam o comportamento à fluência das resinas, em estado de pós-cura, com o observado em material de bases poliméricas idênticas mas reforçado com fibra de vidro. O programa experimental incluiu ensaios em provetes sob flexão durante 10.000 horas, à temperatura de laboratório. Determinados provetes de viniléster foram submetidos a processos de cura para diversas combinações de idade e temperatura. Os resultados foram modelados com base na lei de Findley. Foi observada uma redução do valor do exponente da potência com o aumento do tempo e/ou da temperatura de cura, *i.e.*, elevadas temperaturas e longos períodos de cura produziram melhorias significativas no desempenho à fluência do material. Segundo os autores, esta tendência foi atribuída à quantidade de ligações cruzadas que se desenvolveram durante o processo de cura. No caso do processamento à temperatura ambiente, por uma duração curta, o valor da potência diminuiu com a temperatura a que o material foi sujeito antes do ensaio. Os autores puderam concluir ainda que o efeito da fluência foi mais pronunciado no material poliéster que no viniléster, tal como foi mais elevado o expoente da potência. No que respeita aos mesmos materiais poliméricos, mas reforçados, o efeito diferido foi substancialmente menos expressivo, ao contrário da forma da função potência cujo expoente se manteve praticamente inalterado.

**Dutta** e **Hui [5.41]** apresentaram um estudo em 2000 sobre o comportamento a longo prazo de material<sup>1</sup> GFRP (resina poliéster), sob carregamento axial constante (tracção e compressão) a temperaturas elevadas. O objectivo último dos autores foi desenvolver constantes a serem usadas como parâmetros materiais num modelo que pudesse permitir avaliar a durabilidade dos compósitos em relação ao calor. Primeiramente, os autores ensaiaram uma série de provetes – placa finas com 6,35 mm de espessura, a fim de determinar as propriedades mecânicas à rotura. Foram ensaiados provetes similares à fluência para uma gama de tensões desde 60% a 80% da tensão última, de forma a determinar os tempos de rotura. Os ensaios foram conduzidos para temperaturas de 25 °C, 50 °C e 80 °C, tendo os autores recorrido para o efeito a um sistema de ensaio equipado com uma câmara isolada termicamente. Os ensaios realizados à temperatura ambiente (25 °C) terminaram, em geral, após 30 minutos de ensaio. Os ensaios às temperaturas mais elevadas foram mantidos até à rotura dos provetes, tipicamente ocorrida no prazo de 1 hora. Os investigadores propuseram uma expressão semi-empírica, similar à lei de Fin**dley**, *cf.* Eq. (5.29), estabelecida por regressão dos resultados experimentais para cada nível de temperatura.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Desconhecido o processo de fabrico do material compósito (GFRP), por omissão na Ref.<sup>a</sup> [5.46].

Da formulação derivada constam de igual modo duas constantes materiais, em que o expoente da potência se relaciona directamente com uma relação de temperaturas, coerente com a variável tempo, *i.e.*, relações entre variáveis absolutas para a qual o comportamento é estimado e variáveis de referência para a qual os parâmetros são ajustados. Desta forma, segundo os autores, o modelo desenvolvido tem em consideração a sobreposição de efeitos tempo-temperatura, possibilitando a previsão dos tempos até à rotura por fluência. O modelo semi-empírico foi correlacionado com algumas curvas de fluência publica-das por outros autores [**5.20**]. Os autores reportaram, ainda, que as constantes materiais podem ser obtidas mediante uma realização contínua de ensaios de um dado material, permitindo assim prever o comportamento à fluência em função da temperatura e estimar os tempos de rotura a várias temperaturas [**5.41**].

**Choi** e **Yuan** [5.28] estudaram o comportamento dependente do tempo de colunas pultrudidas em GFRP, sob tensão axial constante e condições ambientais controladas (temperatura e humidade constantes). Os ensaios foram conduzidos durante 2.500 horas, em dois tipos de colunas de igual comprimento (1.200 mm), mas com diferente secção transversal: tubular e aberta (H), ambas com as dimensões de 102×102×6,35 mm. De um total de 8 colunas ensaiadas, as cargas de solicitação adoptadas corresponderam a níveis entre 20% a 50% do valor médio da resistência última à compressão obtida de ensaios em colunas até à rotura. Para a aplicação da carga, foi utilizado a um equipamento igual ao ilustrado na Figura 5.9, que garantiu segundo os autores uma pressão hidráulica constante no sistema durante 2 a 3 dias de ensaio.



*Figura 5.9*: Configuração esquemática do sistema de carregamento de macaco hidráulico, utilizado no ensaio de fluência à compressão, por **Choi** e **Yuan**. <sup>Adaptado [5.28]</sup>

Como principais conclusões do comportamento analisado, pode realçar-se a boa correlação entre os resultados experimentais e os valores estimados para a extensão de fluência com base no modelo de **Findley**, mostrando ser uma lei adequada para prever a deformação a longo prazo de colunas pultrudidas. O aumento da deformação por fluência face aos registos iniciais apresentou-se em percentagens relativamente reduzidas para os vários níveis de carga, sem terem sucedido variações de ordem geométrica significativas. Em média, ao fim do ensaio (3,5 meses), 30% da extensão total em compressão ocorreu durante a primeira hora e próximo de 50% nas primeiras 24 horas. Os autores avaliaram também o módulo de elasticidade à compressão das colunas, como uma função do tempo, tendo sido prevista uma redução do valor inicial em cerca de 30% a 50 anos

No que diz respeito a materiais GFRP, também produzidos por pultrusão, Abdel-Magid et al. [5.68] concentraram esforços na avaliação do comportamento a longo prazo, em fluência, e das correspondentes propriedades na rotura de dois sistemas poliméricos reforçados, distintos quanto à sua base resinosa: epoxídica (EP) e poliuretano (Pu). O trabalho experimental foi efectuado através da realização de ensaios à flexão (3P) em provetes de ambos os materiais por duas séries de temperatura: (i) ambiente e (ii) 50 °C. Para cada série, os provetes foram submetidos a vários níveis de tensão, num intervalo compreendido entre 20% e 90% da resistência última à flexão (incrementos de 5% por nível). Na Figura 5.10 pode observar-se o meio de carregamento utilizado pelos autores - cargas "estáticas" materializadas em chumbo, aplicadas a meio vão dos provetes (geometria desconhecida). Apesar de terem registado propriedades elásticas similares nos dois sistemas materiais, os autores apontaram uma diferença significativa entre as respectivas propriedades viscoelásticas. Por um lado, o material Pu exibiu fluência terciária, entrando em rotura poucas horas depois de submetido a 75% e 57% da sua resistência, respectivamente, à temperatura ambiente e a 50 °C. Por outro, para as mesmas condições de temperatura, o compósito EP conservou níveis superiores de resistência que o anterior antes de atingida a rotura, durante meses sob carga constante, mesmo para níveis superiores de tensão (90% e 60% da tensão última). Da mesma forma, o módulo de elasticidade em fluência manteve-se sensivelmente constante no material EP, por um período de tempo considerável, embora a curto prazo tivesse sido atribuído um módulo mais elevado ao material Pu.



Figura 5.10: Ensaio de fluência em flexão a 3P de provetes [5.68].

Outras averiguações deste estudo permitiram confirmar que a rotura por fluência (solicitações 3-*PB*) se dá segundo a direcção principal do reforço para elevados níveis de tensão, sendo o comportamento fortemente influenciado pela geometria das fibras e pelo tipo de matriz usada no compósito. Os autores concluíram ainda sobre os efeitos que as propriedades de corte da matriz e da resistência das ligações na interface (fibra – matriz) desempenham na resistência à rotura por fluência do material. Porém, foi devidamente apontado que o modelo de ensaio em flexão a 3P não representa o ensaio ideal para carac-

terizar as propriedades de fluência, devido à maior susceptibilidade de deformação por corte na matriz por comparação com um ensaio em flexão a 4P. Todavia, o esquema utilizado pelos autores foi considerado como adequado na avaliação das propriedades na rotura por fluência dos compósitos.

Num dos escassos estudos publicados sobre o tópico, Shao e Shanmugam [5.37] estudaram a influência do efeito da viscoelasticidade por deformação por corte na previsão dos deslocamentos a longo prazo de elementos submetidos em flexão. Os autores recorreram explicitamente a uma lei de potência, modificada na forma de deslocamentos, de modo a investigar o comportamento à fluência de estacas prancha pultrudidas em GFRP (resina de poliéster / fibra de vidro-E em rovings e mantas). Foram ensaiados dois painéis em flexão a 3P, num vão de 6100 mm, para cargas aplicadas correspondentes a 25% e 50% da carga máxima resistente. Ao longo de 9.000 horas foram monitorizados três tipos de resposta do efeito diferido: extensão axial à tracção, distorção e flecha. Os autores analisaram ambas as extensões (axial e tangencial) dependentes do tempo com base no pressuposto do modelo linear de Findley, a partir do qual derivaram os módulos de elasticidade à tracção e de distorção como funções do tempo. Ambas as constantes diferidas permitiram estimar os deslocamentos por fluência, por acoplamento à teoria de Timoshenko, os quais, por sua vez, foram comparados com os resultados experimentais e ajustados por regressão numa *função potência*. A boa concordância entre os expoentes das potências nos modelos empíricos dos três parâmetros mecânicos (tracção, corte e deslocamento), permitiu aos autores determinar as flechas por fluência com base naquela teoria das vigas, assemelhando-se a formulação final à lei da potência de Findley por aplicação de parâmetros médios viscoelásticos. Doutra conclusão relevante, vale a pena mencionar a contribuição da fluência por corte no deslocamento total a longo prazo (por fluência), cuja ordem de grandeza triplicou ao fim de um ano quando comparada ao seu efeito na flecha estática instantânea. Para além disso, foram estimadas aos 30 anos de idade reduções da rigidez viscoelástica à tracção e ao corte de 36% e 68%, respectivamente, em relação aos respectivos valores elásticos instantâneos. Para o mesmo período, a flecha foi prevista progredir por fluência em 50% do seu valor inicial.

De especial interesse, importa destacar o trabalhado experimental e analítico realizado em 2005 por **Bennett [5.69]**, acerca da influência que o efeito da fluência exerce no fenómeno de instabilidade global em colunas longas pultrudidas de GFRP, sujeitas a temperaturas acima da ambiental (inferior a  $T_g$ ), *vd*. Fig. 5.11. Apesar das escassas abordagens sobre este tema, que reúne dois dos principais fenómenos intrínsecos à natureza dos perfis pultrudidos, o autor baseou o seu estudo na análise de encurvadura por fluência elaborada no passado por **Vinogradov [5.70]**, por aplicação de um método *quasi* elástico. A par da interpretação experimental, as previsões revelaram uma redução significativa da rigidez longitudinal das colunas, sob compressão constante e a elevadas temperaturas, que conduziram a deformações laterais não lineares e, por sua vez, à rotura por instabilidade – encurvadura por flexão. Foi proposta uma forma modificada do modelo de **Findley** que, por introdução de um parâmetro de calor, permite, segundo o investigador, estimar aquela propriedade, quer à temperatura ambiente quer à temperatura de 65,5 °C.

Embora caindo fora do âmbito dos materiais pultrudidos com aplicação na construção, cita-se a investigação conduzida por **Boyd** *et al.* [5.71], no contexto da engenharia mecânica, sobre o comportamento à fluência de compósitos submetidos em compressão a temperaturas elevadas até atingirem a rotura. Os autores modelaram resultados de ensaios à rotura por fluência em compressão de placas compósitas (fibra de vidro-E em resina de viniléster), mediante uma ordem de grandeza para o fluxo de calor e temperatura constantes numa das faces dos provetes, *vd.* Fig. 5.12. A abordagem incluiu a caracterização da termoviscoelasticidade não linear, intervindo um critério de rotura por resistência à compressão, de modo a prever a rotura do laminado sob compressão e temperatura constantes (simulando a última a exposição ao fogo). A análise de tensões viscoelásticas baseou-se numa extensão da teoria CLT e na metodologia de caracterização acelerada TTSSP. O modelo não linear para o amolecimento térmico progressivo, e respectiva resolução numérica, propostos pelos autores foi, segundo estes, consistente nas previsões do tempo de vida útil do compósito estudado, mantendo-se válido para temperaturas próximas de  $T_g$  [5.72].





*Figura 5.11*: Câmara isolada termicamente, utilizada por **Bennett [5.69**].

*Figura 5.12:* Ensaio de fluência à compressão de compósito sujeito a fluxo de calor por infravermelhos, **Boyd** *et al.* **[5.71]**.

Recentemente, **Sá** *et al.* **[5.29,5.30]** analisaram o comportamento viscoelástico linear e não linear à fluência de elementos pultrudidos em GFRP submetidos à flexão (3P e 4P). O estudo compreendeu uma campanha experimental, quer em provetes (240×15×8 mm) quer num perfil – I (150×75×8 mm), seguida de modelações analíticas empíricas e mecânicas. Previamente, foram realizados ensaios estáticos à rotura com o objectivo de caracterizar mecanicamente o material e o perfil. As cargas aplicadas nos ensaios dos provetes corresponderam a níveis compreendidos desde 20% a 80% da tensão última na rotura, durante 1.200 horas A viga foi solicitada num vão de 1.800 mm, a 1/3 da carga última de rotura, por um período de 1.600 horas. Para o carregamento dos laminados, recorreram-se a pesos estáticos (metálicos) suspensos a meio vão dos provetes, tal como se mostra na Figura 5.13.

No ensaio da viga foram utilizadas unidades de controlo automático e manual de pressão hidráulica, auxiliadas por um sistema composto por válvula e manómetro, de modo a garantir carga constante. Os ensaios decorreram sob exposição ambiental normal de laboratório. Os autores identificaram evoluções rápidas das deformações durante os períodos de ensaio, em particular ao nível dos laminados nas primeiras 24 horas. Neste ponto, foi destacada a importância da fluência terciária, em regime não linear, ocorrida no ensaio à escala menor com roturas "prematuras" em provetes, incluindo nos níveis a 50%, vd. Fig. 5.13 (c). A aplicação da lei de Findley mostrou-se bastante adequada na modelação do comportamento evidenciado pelo material em flexão, solicitado até 60% da tensão última. Não obstante, foi sugerido que as cargas aplicadas em serviço não excedessem 40% da resistência, por motivo das indicações, acima referidas, apontarem para tempos de rotura preocupantes no que concerne às aplicações de GFRP sob carregamento constante por períodos muito longos. Os ensaios permitiram estimar valores para o módulo de elasticidade à idade t, quer como constante elástica dos perfis, quer caracterização viscoelástica do material a longo prazo. Os resultados apontaram para uma redução média da rigidez de flexão instantânea do material e perfil pultrudido, em cerca, de 50% aos 50 anos de idade, tendo sido estimada uma rigidez ao fim do primeiro ano em 75-80% do seu valor a curto prazo. O material foi também caracterizado à fluência por um período muito superior à duração do ensaio (ca. 6 vezes), recorrendo à técnica "acelerada" TSSP por aplicação dos registos obtidos a vários níveis de carga.



*Figura 5.13*: Ensaio de fluência do material laminado, **Sá** *et al.* **[5.29]**: (a) vista geral do pórtico de ensaio com pesos estáticos suspensos nos provetes, (b) travessas do pórtico com provetes e (c) provete na rotura por fluência.

Foram ainda obtidas previsões satisfatórias para os deslocamentos nos laminados, com base no acoplamento do modelo de **Findley** na teoria de **Euler**. A aplicação da formulação de **Timoshenko** no ensaio do perfil foi inviabilizada, não tendo sido possível garantir precisão nas estimativas das flechas considerando a deformabilidade diferida por corte. Os investigadores sublinharam a consistência dos resultados ao nível das duas escalas de ensaio, em virtude dos parâmetros de fluência determinados para ambos os elementos, associados aos modelos aplicados da lei de **Findley**. Concluíram que a caracterização experimental do material laminado pode assegurar, condicionalmente, a previsão da deformação de fluência em perfis estruturais à escala real. No caso específico da viga, as previsões indicaram um aumento da
flecha por fluência a meio vão de 35% após o 1º ano de carregamento e do dobro aos 50 anos. Por fim, o comportamento diferido da viga mostrou uma excelente aproximação por representações estabelecidas com base no modelo de **Bruger-Kelvin** e numa série de **Prony** a 3 termos, com boas correlações entre eles. Esta investigação pode ser consultada em detalhe no trabalho realizado pelo autor, **Sá [5.73]**.

Para finalizar, num estudo recente de 2012, Ascione *et al.* [5.11] apresentaram um conjunto de resultados experimentais de ensaios à fluência realizados em laminados pultrudidos de GFRP e em provetes constituídos pelas suas fases (matriz de poliéster e fibras de vidro). As três séries de provetes, com espessuras entre 1,6 e 10 mm, foram submetidas à tracção, para diferentes níveis de carga, sob condições ambientais constantes (20 °C). A Figura 5.14 ilustra o dispositivo tipo alavanca, utilizado no ensaio à tracção, similar ao usado por Scott e Zureick [5.36], mas diferenciado mecanicamente face ao tipo de solicitação axial pretendido. Ao contrário do observado no material de reforço, as extensões axiais nos provetes poliméricos foram bastante elevadas, com acréscimos muito significativos nas primeiras horas. Nos provetes pultrudidos, os autores indicaram deformações diferidas limitadas (inferiores a 2%).



*Figura 5.14*: Sistemas mecânicos de aplicação da carga no ensaio à fluência, realizado por **Ascione** *et al.* **[5.11]**: (a) dispositivo para provetes de fibra, (b) dispositivo para provetes GFRP e (c) esquema dos dispositivos.

Do ponto de vista analítico, os autores procuraram descrever a resposta dos compósitos de GFRP, com base no comportamento à fluência dos seus materiais constituintes, formulando um modelo preditivo segundo a hipótese da migração das tensões entre as duas fases de reologia distinta. Neste contexto, aplicaram o modelo mecânico de **Bruger-Kelvin** para modelar as funções de fluência de ambas as fases, sendo a resposta do compósito dada pela resolução do integral de **Volterra**. Segundo os autores, as tensões instaladas na matriz tendem a anular-se devido ao comportamento viscoelástico residual das fibras, podendo as deformações axiais no compósito serem assumidas constantes no tempo. As previsões da formulação proposta foram consistentes com os resultados experimentais, levando aos autores a

classificá-la como "ferramenta eficiente para análise do comportamento à fluência de laminados GFRP, em vez das actuais abordagens simplificadas recomendadas nas directrizes internacionais".

# 5.3.1.2 Elementos bi e tridimensionais – painéis de laje e sistemas estruturais

O trabalho produzido por **Bank** e **Mosallam** [5.25], embora dos mais antigos, mas não menos relevante, relata um estudo teórico e experimental sobre o comportamento estrutural a curto e longo prazo de dois pórticos ensaiados à escala real. Estes foram construídos inteiramente com elementos pultrudidos de GFRP (resina de viniléster) – duas colunas e uma viga com secções transversais em H ( $203 \times 203 \times 9.5$  mm), ligadas por aparafusamento com recurso a cantoneiras de abas iguais. Na Figura 5.15 pode ser observado um esquema dos pórticos planos, com um comprimento de 2.700 mm para uma altura de 1.800 mm (entre eixos). Ambos os pórticos foram carregados num vão de 2.700 mm, por aplicação de duas cargas concentradas a terços da travessa. Tanto à rotura como à fluência, os ensaios decorreram sob condições normais de laboratório, tendo sido registados os valores das flechas, das deformações axiais e de corte. Os ensaios à rotura foram conduzidos com alternância de carga, aumentando o nível em cada ciclo. Mediante relações *carga – deslocamento*, os autores observaram um comportamento elástico linear até um determinado ponto crítico, a partir do qual a não linearidade foi evidente na resposta face à irreversibilidade do dano sofrido nos pórticos. Uma vez estabelecido aquele limite, os pórticos foram carregados até à rotura última, iniciada ao nível das ligações coluna-travessa, seguida pela rotura no banzo de compressão da viga.



S - extensómetro A - deflectómetro (dimensões em mm)

*Figura 5.15*: Esquema do pórtico em GFRP, utilizado no ensaio à fluência em flexão a 4P. <sup>Adaptado [5.25]</sup>

*Figura 5.16:* Esquema de ensaio em flexão a 3P e configuração de viga composta. <sup>Adaptado [5.26]</sup>

Durante um período de 10.000 horas, os pórticos foram ensaiados em fluência para 25% da sua capacidade última, através da suspensão de pesos estáticos nos dois pontos interiores de aplicação das cargas (flexão 4*PB*). Os autores atribuíram a maior parte da deformação sofrida em fluência às primeiras 2.000 horas, período a partir do qual as taxas de deformação se mantiveram constantes. Ao fim do ensaio (14 meses), a fecha a meio vão da travessa sofreu um aumento de 22%, tendo sido registado metade desse aumento às 3.500 horas. Com base nos registos experimentais até esse instante, os autores aplicaram a lei de **Findley** na formulação de expressões empíricas para previsão do módulo de elasticidade e de distorção à idade *t*, estimando ao fim de 10 anos uma redução daquelas propriedades de 35% e 46%, respectivamente. Nesta matéria, este estudo pioneiro de 1992 correspondeu a uma das primeiras tentativas em derivar uma formulação prática para os módulos de elasticidade e de distorção, dependentes do tempo, à escala do elemento de viga, no que respeita aos requisitos a satisfazer em aplicações da construção relativos aos estados limites de serviço. Os autores revelaram ainda que os parâmetros de fluência obtidos, também de ensaios realizados em provetes, (extraídos dos mesmos perfis), podem contribuir para a descrição do comportamento à fluência de estruturas em GFRP. Porém, face ao número e à selecção de pontos considerados na estrutura para medição das extensões, os autores realçaram a dificuldade de avaliar a variabilidade espacial dos resultados tendo em vista um dimensionamento adequado.

Num outro importante estudo, publicado em 1993, Mottram [5.26] ensaiou duas vigas pultrudidas constituídas por perfis de GFRP (poliéster / fibra de vidro), com secção em I (76×38×6,25 mm), ensanduichados entre duas placas do mesmo material (76×90 mm), ligados entre si por colagem adesiva (espessura de 0,5 mm), vd. Fig. 5.16. Cada um dos painéis compostos apresentava as dimensões de 735×76×90 mm, tendo sido aplicados adesivos epoxídicos nas ligações entre elementos. O vão de ensaio em flexão foi fixado em 700 mm. Em primeiro, o investigador submeteu uma viga até à rotura, tendo verificado uma redução de 10% da rigidez de flexão, em comparação com a rigidez original dos elementos estruturais que formavam aquela viga pré-fabricada. Esta redução foi atribuída à flexibilidade da colagem. À posteriori, a viga composta foi solicitada em flexão a 3P para uma carga de 22,8 kN, sob condições normais de laboratório, durante 24 horas. Os registos de fluência, à tracção e ao corte, obtidos durante aquele período foram modelados segundo a lei de Findley, de forma a obter o módulo de elasticidade (à tracção) e de distorção dependentes do tempo. Estes foram, ainda, utilizados na teoria de Timoshenko para prever as flechas nos painéis em função do tempo. Embora para tempos muito reduzidos, o autor reportou um comportamento à fluência muito similar ao observado anteriormente na estrutura porticada [5.25]. Relativamente às flechas iniciais das vigas, as estimativas indicaram aumentos de 25%, 60% e 100% ao fim de uma semana, um ano e dez anos, respectivamente. Outra matéria investigada incidiu sobre os parâmetros da *função potência*, em que os valores obtidos directamente do painel pré-fabricado foram muito próximos dos resultantes de ensaios à tracção e ao corte em provetes, retirados dos mesmos painéis. Os estudos mostraram também que o módulo de distorção à idade t foi da mesma ordem de grandeza do valor do módulo de elasticidade, sendo o primeiro muito mais dependente do tempo.

Do melhor conhecimento do autor, um dos primeiros estudos, publicado em 2004, sobre o comportamento à fluência de painéis de laje pultrudidos é devido a **Keller** e **Schollmayer** [5.74], enquanto um dos pontos de análise dos estudos desenvolvidos no CCLab<sup>1</sup> no âmbito do comportamento estrutural daquele tipo de

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CCLab – Composite Construction Laboratory, do Instituto de Tecnologia Federal da Suíça.

painéis. Somente sob referência experimental, os autores analisaram o fenómeno através de um ensaio à flexão de um painel modular – DuraSpan<sup>1</sup>, submetido a uma carga concentrada (400×400 mm) para um nível de carga de serviço correspondente a L/300 (vão de 2.700 mm). O ensaio decorreu em ambiente de laboratório, durante 14 horas, *vd*. Fig. 5.17. Como resultado único, o deslocamento inicial aumentou em cerca de 1 mm (*ca.* 12%), terminado aquele período, para uma curva de fluência que os autores classificaram pela sua forma "achatada" ao longo do tempo do ensaio. Após descarga do painel, foi observado um comportamento reversível tendo em conta a recuperação total da deformação em cerca de 30 minutos. Com base no ensaio realizado, segundo os autores, a fluência originada pelas cargas de tráfego (rodoviário) não deve constituir um aspecto condicionante no dimensionamento global do painel modular. Alertaram, no entanto, que deve ser investigada a influência de eventuais camadas de desgaste pesadas que os tabuleiros de pontes normalmente comportam, *e.g.*, camadas em betão betuminoso.





*Figura 5.17*: Ensaio à fluência em flexão de um painel multicelular (vão de 2.700 mm) **[5.75]**.

*Figura 5.18:* Ensaio à fluência em tracção de módulos de painéis multicelulares **[5.77]**.

No seguimento das investigações atrás referidas, no âmbito dos painéis pré-fabricados de GFRP com aplicação em estruturas de pontes, vale a pena também mencionar um dos pontos analisados no trabalho de **Keller** e **Gurtler** [5.75] – comportamento do adesivo epoxídico da ligação de uma viga mista: painel de GFRP / perfil de aço. Entres outros ensaios, a viga foi sujeita à fadiga em flexão. Após 10 milhões de ciclos, os autores não identificaram deformações por fluência devido ao carregamento cíclico, tendo sido assegurada uma acção compósita completa entre elementos. Além disso, não foram visíveis quaisquer danos ou identificadas degradações na ligação [5.76].

Ainda do mesmo grupo de investigação, surgiu, em 2006, o trabalho desenvolvido por **Keller** e **Schollma-yer** [5.77], que conduziram ensaios de fluência à tracção em dois elementos de painel pultrudido GFRP. Os módulos de dimensões 940×200 mm foram obtidos da união por colagem de secções celulares do painel de laje pré-fabricado, atrás referido – DuraSpan). A Figura 5.18 exemplifica o processo de carregamento

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> DuraSpan – sistema <sup>™</sup> de painel pré-fabricado multicelular (secção dual trapezoidal – 2.900×1.626×195 mm), *cf.* Capítulo 2.

adoptado, através da suspensão de blocos de betão numa das extremidades dos módulos. Ao contrário dos ensaios anteriores, associados aos mesmos autores, este decorreu por um período significativo - 250 dias, igualmente em ambiente controlado de laboratório. Os dois módulos foram submetidos a 10% e 20% da respectiva carga última na rotura (132 kN). Tendo em conta um factor de segurança total de 5 (1,5: acção e 3,3: material), segundo os autores, os níveis de carga em fluência corresponderam a 50% e 100% do carregamento em tracção aos ELS numa aplicação do painel em tabuleiros de pontes. Os ensaios permitiram avaliar o desempenho das várias ligações transversais adesivas (poliuretano), entre unidades celulares dos módulos, sujeitas a tensões de tracção e corte. Mostraram que, da deformação total por alongamento em fluência, 67% ocorreu ao nível daquelas uniões, enquanto 40% se deveu ao material pultrudido. Os autores verificaram deformações bastante significativas no módulo mais carregado (1.270% de alongamento relativo nos nós de ligação), ainda assim pouco preocupante uma vez que, segundo os autores, as sobrecargas em serviço não possuem o carácter permanente das restantes acções dos tabuleiros com painéis leves aplicados desta natureza. Face à diferença substancial entre aqueles tipos de accões, apontaram o nível de carga mais reduzido (50% aos ELS) - sem importância no efeito diferido, como sendo o mais próximo de um carregamento constante susceptível num tabuleiro rodoviário ao longo do tempo. Nesse medida, concluíram que a deformação axial por fluência no plano do painel não será condicionante em soluções mistas com o painel de laje a actuar como banzo superior de um tabuleiro sujeito a tracções (e.g., em zonas de continuidade).

Ushakov et al. [5.78] apresentaram numa comunicação várias investigações experimentais conduzidas no âmbito da construção da primeira ponte pedonal compósita pultrudida em GFRP instalada na Rússia (Moscovo), no ano de 2004. Numa primeira fase, entre outros aspectos, os autores analisaram a resistência a longo prazo de material e perfis pultrudidos constituintes da ponte. Sem especificarem procedimentos experimentais, foram ensaiados à fluência elementos (normais e saturados) por um período de cerca de 280 horas. Os resultados mostraram que a dependência da tensão última na velocidade de carregamento pode ser aproximada por uma *função potência*. Com base em extrapolações a 100 anos, a redução da resistência do material foi estimada em 1/3 da resistência última (para condições de saturação em humidade). Este valor foi devidamente salientado por correspondência às recomendações do manual do fabricante **Fiberline [5.79]** para análise e dimensionamento a longo prazo. Da série de ensaios à escala estrutural da ponte, os autores / projectistas indicaram somente, à data, o decurso de ensaios à fluência em sistemas do protótipo sujeitos a cargas constantes.

**Feng** *et al.* **[5.80]** publicaram em 2007 um trabalho experimental de interesse acrescido, tendo em conta o tempo do ensaio que um painel pultrudido de GFRP (resina poliéster em fibra de vidro-E) foi ensaiado em flexão – 3 anos. O painel em causa correspondeu ao sistema modular ACCS de 7 cavidades e com as dimensões globais de 600×80 mm. O esquema do modelo de carga e apoios pode ser observado na Figura 5.19, bem como uma vista geral do ensaio. O carregamento estático foi efectuado com recurso a blocos de betão

e peças metálicas, distribuídos uniformemente por toda a superfície do painel, num vão de 2.800 mm. Os apoios do painel foram fixados por aparafusamento (4 parafusos / apoio), de forma a representar, segundo os autores, as condições reais de apoio em tabuleiros de pontes. O nível de carga seleccionado foi de acordo com a regulamentação chinesa que, para pontes pedonais, preconiza uma sobrecarga de 4,0 kN/m<sup>2</sup>. No 1º ano de ensaio, a carga total aplicada foi equivalente à correspondente para o dimensionamento aos ELU segundo uma combinação fundamental de acções de 7,4 kN/m<sup>2</sup>. Nos anos subsequentes, a carga foi reduzida a um nível de serviço (ELS), para uma combinação quase permanente no valor de 2,5 kN/m<sup>2</sup>.



*Figura 5.19*: Ensaio à fluência em flexão de um painel pultrudido do sistema ACCS: (a) modelo de carregamento distribuído e sistema de apoios (dimensões em *mm*) e (b) vista geral do ensaio. <sup>Adaptado [5.75]</sup>

O ensaio decorreu num espaço isolado, onde a temperatura e a humidade sofreram variações mínimas segundo a monitorização efectuada pelos investigadores. Um ensaio estático inicial permitiu aferir as propriedades instantâneas do painel. Em relação ao ensaio diferido, a flecha a meio vão do painel aumentou em 3,41 mm no 1° ano de carga, correspondendo essa variação a 25% do valor inicial. Contudo, 94% da deformação por fluência ocorreu aos 125 dias, tendo estabilizado sensivelmente um pouco mais tarde (150 dias). Com uma evolução pouco relevante na 2ª metade do 1° ano, findo este período, o painel foi descarregado até o nível de serviço acima mencionado. A restituição elástica foi bastante acentuada tendo em conta o nível de carga remanescente. A deformação por fluência foi em parte recuperada nos 100 dias seguintes, mantendo-se praticamente estável durante os restantes dias do ensaio. A deformação irrecuperável correspondeu a 16,3% do nível de carga. Por fim, os autores sugerem uma flecha a longo prazo (em serviço) a ser estimada, conservativamente, pelo seu valor inicial amplificado por um factor de 1,25.

No estudo mais recente, de 2013, com implicações no comportamento a longo prazo de vigas pultrudidas de GFRP, **Gonilha** *et al.* **[5.81]** apresentaram um trabalho sobre a fluência de uma estrutura híbrida GFRP – betão com aplicação num protótipo de ponte pedonal (vão simplesmente apoiado de 5.500 mm). A solução estrutural mista do tabuleiro foi constituída por perfis-I de GRRP (200×100×10 mm) e uma lâmina de compressão em betão SFRSSC<sup>1</sup> (espessura de 40 mm). Na concepção do protótipo, os inves-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> SFRSSC – betão autocompactável reforçado com fibras de aço [5.81].

tigadores tiveram como objectivo o aproveitamento das melhores características de cada um dos materiais que constitui o tabuleiro, procurando ultrapassar algumas das suas reconhecidas limitações, nomeadamente reduzir a deformabilidade por efeitos diferidos. Neste contexto, os autores realizaram, por três fases, ensaios à fluência em flexão do protótipo concebido no IST, *vd*. Fig. 520.



Figura 5.20: Ensaio à fluência de um protótipo de ponte pedonal: (a) fase 1, (b) fase 2 e (c) fase 3 [5.81].

Os autores constataram uma influência relevante da temperatura e do nível de carga (variáveis nas 3 fases de ensaio) nas deformações por fluência, tendo verificado que uma redução de carga em 41,4% produziu um efeito similar ao obtido por um aumento da temperatura média de 12 °C (a par de um aumento da humidade relativa média em 13%). A modelação empírica por via da lei de **Findley** foi considerara desajustada para a previsão dos deslocamentos ao nível do comportamento global do tabuleiro híbrido. Nessa medida, os autores propuseram modelos de fluência particulares ao material constituinte dos elementos envolvidos, consistentes com a distribuição de tensões esperada na secção mista submetida em flexão. Para o betão autocompactável foi adoptada a modelação reológica prevista no Eurocódigo 2 **[5.82]**, utilizada habitualmente para betões normais. Para o material pultrudido foram avaliados modelos e parâmetros disponíveis na literatura, diferentes quanto ao tipo de solicitação em fluência. Destes, genericamente baseados em *funções potência*, foi sugerido um modelo misto, combinando as deformações diferidas em tracção pura (**EUROCOMP [5.83]**) com as devidas ao corte em flexão (**Bank [5.31**]). Ambos os modelos foram modificados por uma relação de temperaturas **[5.41]**, de modo a considerar as alterações ambientais verificadas nos ensaios.

Para a previsão específica do deslocamento a longo prazo, os autores recorreram à teoria das vigas de **Timoshenko**, acoplando a rigidez viscoelástica equivalente da secção (flexão e corte), transformada por coerência das propriedades modeladas para cada material. Baseado no modelo analítico sintetizado, para uma carga característica de 5 kN/m<sup>2</sup> no tabuleiro híbrido, os autores indicaram um aumento da flecha instantânea em cerca de 25%, aos 50 anos de idade, com 54% e 46% da flecha diferida devida à deformação por flexão e por corte, respectivamente. Em comparação com uma solução totalmente pul-

trudida em GFRP, equivalente em termos de rigidez inicial à híbrida, foi apontado um acréscimo respectivo de 137%. Nesta matéria viscoelástica, em seguimento de outras de natureza elástica, os autores sublinharam a mais valia da concepção de estruturas pultrudidas híbridas por permitir reduzir substancialmente as deformações desenvolvidas a longo prazo e, porquanto, os efeitos do fenómeno diferido.

#### 5.3.1.3 Conclusão sinóptica

Na Tabela 1 são resumidos e comparados os estudos anteriormente mencionados, em consideração ao tipo de solicitação, duração do ensaio (em horas), constituição do material pultrudido, escala do elemento e algumas observações de análise. Por sua vez, a mesma tabela sinóptica encontra-se parcelada no que respeita aos dois grupos de elementos abordados, quanto à forma e sua função estrutural associada: Tabela 1-a: elementos unidimensionais e Tabela 1-b: elementos bi e tridimensionais. Tendo em conta o tipo de carregamento, pode reparar-se na reduzida expressão de estudos reportados na literatura sobre elementos pultrudidos submetidos a estados axiais puros em tracção, *e.g.*, em laminados, cabos, varões, barras, perfis, etc. – excepção feita ao estudo [5.41] e, mais recentemente, aos trabalhos [5.11,5.77]. O mesmo se aplica, por completo, aos estados tangenciais por corte puro, sendo esse comportamento analisado com base em deformações por flexão de elementos simples ou híbridos, essencialmente de carácter estrutural unidimensional (viga) [5.37,5.26,5.81].

Conforme notado, a compressão e a flexão têm correspondido às solicitações mais utilizadas na caracterização experimental do fenómeno da fluência, sobretudo no âmbito específico dos laminados compósitos em GFRP. Quanto ao comportamento de perfis estruturais à escala real, é igualmente de assinalar a reiterada preferência pelas análises em elementos de viga, sendo menos habitual em colunas (curtas), consoante o carácter uni ou bidimensional da sua função estrutural, respectivamente. Em qualquer dos casos, as campanhas experimentais têm sido conduzidas essencialmente em elementos de menor escala, por norma, com recurso aos tradicionais sistemas de carga com pesos estáticos e/ou equipamentos do tipo alavanca.

No que respeita à forma bidimensional dos elementos, as investigações conduzidas no passado em elementos de placa – painel com aplicação em lajes ou tabuleiros de pontes são praticamente inexistentes. O comportamento deste tipo de elementos foi, por diversas vezes, relacionado com o desempenho a longo prazo previsto, até então, em perfis de GFRP. Além disso, alguns dos estudos mais recentes incluíram exclusivamente índoles experimentais ou para tempos muito curtos (inferiores a 1 dia). Não obstante, importa destacar os estudos publicados por **Bank** *et al.* **[5.25]** e **Mottram [5.26]** que, perante a sua longevidade, tiveram na origem do desenvolvimento de formulações viscoelásticas (lineares) de base à previsão das propriedades de rigidez e das deformações a longo prazo. Estas foram posteriormente validadas ou modificadas por outros investigadores, de modo a ter em conta elementos híbridos, bem como outros parâmetros com influência na reologia do material pultrudido de GFRP.

AUTORES Data [ <i>Ref.ª</i> ]	Material pultrudido	Escala do elemento	Tipo de solicitação	Duração de ensaio	Observações (análise)
Holmes e Rahman (1980) <b>[5.24]</b>	vidro - poliéster	viga	flexão	15.000 horas	lei de potência para extensões axiais (compressão e tracção) e de corte; com fenómeno muito condicionante.
<b>Spence</b> (1990) <b>[5.64]</b>	vidro - epoxídica	varão curto Ø	compressão	840 horas	deformação a longo prazo e efeitos de viscoelasticidade (extensão) na estabili- dade dimensional.
<b>Daniali</b> (1991) <b>[5.65]</b>	vidro - poliéster	viga / lintel T	flexão	10.000 horas	influência da matriz polimérica, tempera- tura, geometria da secção no comporta- mento à fluência da viga.
McClure e Mohammadi (1995) <b>[5.35]</b>	vidro - poliéster	provete coluna curta L	compressão	2.500 horas	previsão da deformação por fluência a duas escalas (lei da potência: modelo <i>exacta</i> e <i>simplificado</i> ).
Scott e Zureick (1998) <b>[5.36]</b>	vidro - viniléster	provete	compressão	10.000 horas	linearização do modelo de Findley, até $0,6.\sigma_u$ ; formulação para o modulo de elasticidade à idade <i>t</i> , <i>E</i> ( <i>t</i> ).
Barpanda e Raju (1998) [5.66]	vidro - poliéster	provete	flexão	0,5 horas	efeito da hibridização na fluência e nas características da tensão de relaxação, por aplicação de TTSP.
<b>Bradley</b> <i>et al.</i> (1998) <b>[5.67]</b>	vidro - poliéster / viniléster	provete matriz pura	flexão	10.000 horas	efeito das condições de cura e compara- ção das respostas à fluência: matriz polimérica pura <i>vs</i> GFRP
<b>Dutta e Hui</b> (2000) <b>[5.41]</b>	vidro - poliéster	provete (placa)	compressão tracção	0,5 - 1,0 horas	comportamento em compressão e trac- ção; modelo empírico acoplado a parâ- metro de temperatura (TTSP).
<b>Choi e Yuan</b> (2003) <b>[5.28]</b>	vidro - poliéster	coluna longa H,	compressão	2.500 horas	avaliação da deformação dependente do tempo; previsão do módulo de elastici- dade em compressão à idade <i>t</i> .
<b>Abdel-Magid</b> et <i>al.</i> (2003) <b>[5.68]</b>	vidro - epoxídica / poliuretano	provete	flexão	1,0 - 5,0 horas	comportamento à fluência e rotura em fluência (TTSP); propriedades em 2 compósitos reforçados (PU e Ep).
Shao e Shanmugam (2004) <b>[5.37]</b>	vidro - poliéster	estaca pranchas U	flexão	900 horas	comportamento dependente do tempo para três formas de solicitação: tracção, corte e flecha (acoplamento)
<b>Sá</b> et al. (2011) <b>[5.29]</b>	vidro - poliéster	provetes vigas I	flexão	1.600 horas	correlação entre comportamentos diferi- dos em flexão à escala laminada e de viga; modelo de previsão &(t).
<b>Ascione</b> <i>et al.</i> (2012) <b>[5.11]</b>	vidro - poliéster	laminados fases puras	tracção	1.000 horas	modelo preditivo da resposta do compó- sito GFRP com base no comportamento das fases constituintes

Tabela 1-a: Resumo dos estudos do comportamento à fluência de elementos pultrudidos unidimensionais.

AUTORES data [ <i>ref</i> .]	Material pultrudido	Escala do elemento	Tipo de solicitação	Duração de ensaio	Observações (análise)
Bank e Mosallam (1992) [5.25]	vidro - viniléster	pórtico H	flexão	3.500 - 10.000 horas	modelação dos módulos $E(t)$ e $G(t)$ , baseada nos registos experimentais das deformações à tracção e ao corte
<b>Mottram</b> (1993) <b>[5.26]</b>	vidro - poliéster	painel / viga composta II	flexão	24 horas	modelação e comportamento similares à <i>Ref.ª</i> . <b>[5.25]</b> , com módulos diferidos aplicados na previsão da flecha
<b>Keller</b> e <b>Schollmayer</b> (2004) <b>[5.74]</b>	vidro - poliéster	painel de laje multicelular	flexão	14 horas	deslocamento de fluência em 12%, com provável fraca expressão no dimensio- namento do painel à flexão.
<b>Keller</b> e <b>Schollmayer</b> (2006) <b>[5.77]</b>	vidro - poliéster	módulo celular de painel de laje	tracção	6.000 horas	deformações por fluência importantes nas ligações adesivas Pu (1270%) sujei- tas a tensões de tracção e corte.
<b>Feng</b> <i>et al.</i> (2007) <b>[5.80]</b>	vidro - poliéster	painel de laje tubular	flexão	26.250 horas	deslocamento por fluência de 25%, ao fim de 1 ano de carga, com 94% da deformação aos 125 dias de idade.
<b>Gonilha</b> <i>et al.</i> (2013) <b>[5.81]</b>	vidro - poliéster	ponte vigada híbrida I GFRP/Betão	flexão	2.650 horas	modelos empíricos mistos dos módulos $E(t)$ e $G(t)$ ( <i>inc.</i> temperatura) na previsão do deslocamento no tempo.

Tabela 1-b: Resumo dos estudos do comportamento à fluência de elementos pultrudidos bi e tridimensionais.

### 5.3.2 INDICAÇÕES NORMATIVAS, REGULAMENTARES E OUTRAS DE REFERÊNCIA

As normas e os regulamentos oficiais específicos para o dimensionamento de estruturas constituídas por elementos de GFRP têm vindo a sofrer algumas evoluções na última década. Até à data podem ser identificados alguns documentos, já publicados, embora ainda com fraca expressão no domínio do dimensionamento aos ELS a longo prazo. No entanto, inicia-se esta subsecção por dar destaque a uma publicação de **Bank [5.31]** que, embora sem carácter normativo ou regulamentar, tem merecido especial atenção no meio académico-científico, pela sua abrangência no tema da construção compósita em FRP. Em reforço dessa referência, devem-se ao mesmo autor (em co-autoria **[5.25]**) as expressões pioneiras que têm vindo a ser adoptadas em diversos estudos, na generalidade, para previsão das constantes viscoelásticas de elementos pultrudidos de GFRP à escala estrutural, *vd*. Eqs. (5.40). Os seus desenvolvimentos foram explicitados oportunamente na Secção 5.2, sob a assumpção da linearidade dos modelos de potência derivados da lei de **Findley**, posteriormente validados **[5.36,5.37]**.

Módulo de elasticidade à idade t

Módulo de distorção à idade t

$$E(t) = \frac{E_0}{1 + \begin{pmatrix} E_0 \\ / E_t \end{pmatrix} \cdot t^{n_e}} \qquad (t, \text{ em horas}) \qquad G(t) = \frac{G_0}{1 + \begin{pmatrix} G_0 \\ / G_t \end{pmatrix} \cdot t^{n_s}} \qquad (5.40)$$

Os módulos constantes  $E_t$  e  $G_t$  que caracterizam o respectivo comportamento viscoelástico, de flexão e de corte em flexão, podem ser consultados na Tabela 5.2, assim como os expoentes  $n_e$  e  $n_g$  relativos às *funções potência* respectivas. Na mesma tabela são referenciadas as fontes dos valores apontados para aqueles parâmetros de fluência (em regime linear), associados ao tipo de solicitação submetido no elemento de GFRP. Note-se que os módulos  $E_0$  e  $G_0$  correspondem às habituais constantes elásticas (\*, *cf*. Tabela 5.2).

Tabela 5.2: Parâmetros do modelo de fluência, proposto por Bank, para pultrudidos GFRP [5.31].

Tipo de carregamento		E <sub>t</sub> [GPa]	<b>n</b> <sub>e</sub> [-]	G <sub>t</sub> [GPa]	<b>n</b> <sub>g</sub> [.]
Flexão	[5.25]	1.241	0,30	186	0,30
Compressão	[5.36]	1.489	0,25	n/d.	n/d.

Valores aproximados por conversão das unidades *psi* em *GPa*. n/d. – não disponível

•  $E_0 \approx 18$  GPa;  $G_0 \approx 3$  GPa (propriedades elásticas assumidas por **Bank [5.31**]).

**Bank** [5.31] salienta o facto dos parâmetros mencionados perderem validade para níveis de carga elevados, definindo um domínio de validade até 20% da resistência última do material. Esta posição pode ser justificada pela dependência com o tempo daqueles parâmetros, mesmo para níveis moderados de tensão, conforme apontado pelo autor e também observado por alguns investigadores [5.73]. Porém, **Bank** não apresentou nenhuma justificação peremptória para a diferença entre parâmetros dos modos de solicitação (flexão e compressão), tal constituindo matéria de interesse actual. O autor salienta ainda a necessidade de aplicação da teoria de **Timoshenko**, com vista à previsão dos deslocamentos a longo prazo de perfis em flexão, sob proveito das referidas constantes transientes ( $E_t e G_t$ ).

De seguida, embora também sem cariz normativo, refere-se o disposto no documento **EUROCOMP** [5.83], (*si*. **EComp**), que estipula directrizes para o dimensionamento e verificação da segurança de elementos FRP, subjacentes à filosofia de base dos Eurocódigos. Para condições em serviço a longo prazo, o documento apresenta, em modo gráfico, diversas evoluções de módulos *normalizados*, dependentes do tempo (em escala logarítmica), como funções de redução das respectivas componentes instantâneas, *vd*. Fig. 5.21. As curvas que são disponibilizadas enquadram-se nos compósitos unidireccionais (UD), submetidos à tracção e ao corte, e compósitos ortotrópicos com mantas tecidas (CSM / WR). As Eqs. (5.41) descrevem matematicamente, por função logarítmica do tempo, as evoluções lineares para os módulos diferidos E(t) e G(t) nos compósitos identificados, consoante o estado de tensão: (i) axial – módulo longitudinal à tracção e (ii) tangencial – módulo transversal ao corte (distorção), directamente relacionadas com as correspondentes componentes iniciais,  $E_0$  e  $G_0$ .

Módulo de elasticidade à idade t  

$$E(t) = E_0 \cdot (A - B \cdot \ln t) \qquad (t, \text{ em horas}) \qquad G(t) = G_0 \cdot (A - B \cdot \ln t) \qquad (5.41)$$

Os parâmetros *A* e *B* podem ser obtidos por ajuste logarítmico das curvas lineares do digrama da Figura 5.21. Sem mais indicação acerca das solicitações, o **EuroComp** não disponibiliza informação acerca do comportamento em compressão ou mesmo em flexão. Por esse motivo, pressupõe-se que se tratam de propriedades sob estados puros de tensão axial (tracção) e tangencial. Esta situação diferencia-se do explícito na modelação anterior, particular para carregamentos de perfis–viga em flexão com esforço transverso e de perfis–coluna em compressão pura (supostamente, sem influência do corte).



Figura 5.21: Curvas de módulos à idade t normalizados prescritas no EUROCOMP. Adaptado [5.83]

O documento normativo Italiano de 2008 – **CNR-DT 205/2007 [5.32]**, (*si.* **Guia IT**), prescreve coeficientes de segurança parciais para o material aos ELS, incluindo factores diferidos, tal como prevê nos mesmos moldes o **EUROCOMP**. Recorde-se que esses factores de segurança foram discriminados no **Capítulo 3**, no âmbito da caracterização do material pultrudido. Para o dimensionamento em serviço a longo prazo, o guia recomenda a avaliação dos deslocamentos diferidos para a combinação de acções quase permanente, tendo por consideração as propriedades viscoelásticas dos elementos a serem estimadas com base nas Eqs. (5.42) – E(t) e G(t). Estas expressões representam funções com dependência implícita no tempo, mediante respectivos coeficientes de fluência na forma discreta –  $\phi_e$  e  $\phi_g$ , que o mesmo regulamento lista para vários anos (1–50), em alternativa a outras vias, *vd*. Tabela 5.3.

Módulo de elasticidade à idade t

Módulo de distorção à idade t

$$E(t) = \frac{E_0}{1 + \phi_e(t)} \qquad (t, \text{ em horas}) \qquad G(t) = \frac{G_0}{1 + \phi_g(t)} \qquad (5.42)$$

As Eqs. (5.42) podem ser assemelhadas às formuladas por **Bank [5.31]** – Eqs. (5.40). Contudo, a ausência de uma *função potência* explícita, afecta a uma relação de rigidez (instantânea / transiente), pode ser interpretada pela substituição dos referidos coeficientes de "viscosidade" (ou de fluência), que parecem

ter como objectivo simplificar o cálculo das propriedades. Importa notar que o regulamento faz somente referência ao estado de flexão em perfis, pressupondo incluída a contribuição da deformabilidade por esforço transverso na deformação dos elementos de viga. O fenómeno diferido para estados de compressão é igualmente omitido, tal como no **EuroComp**. Menciona-se ainda como nota última do guia, o cuidado para a avaliação das propriedades para temperaturas superiores a 50 °C (quando relevante).

Tempo [anos]	$\phi_{e}(t)$	$\phi_{g}(t)$
1	0,26	0,67
5	0,42	0,98
10	0,50	1,23
30	0,60	1,76
50	0,66	2,09

Tabela 5.3: Parâmetros de fluência prescritos no Guia Italiano [5.32].

Mais recentemente, em 2010, a pré-norma da **ASCE** [5.33] para o dimensionamento em serviço de estruturas pultrudidas de FRP aponta para a necessidade de se contabilizar na deformação a longo prazo a parcela irreversível susceptível de ocorrer ao longo do tempo nos elementos. Para esse efeito, descreve um factor de amplificação dependente do tempo (em anos),  $K_{cr}(t) - \text{Eq.}(5.43)$ , que relaciona directamente a resposta diferida em termos do deslocamento total de fluência à idade t,  $\delta(t)$ , com o deslocamento estático,  $\delta_0$ ,  $-\delta(t) = \delta_0 \cdot K_{cr}(t)$ . A flecha instantânea deve ser avaliada para uma combinação de acções "quase permanente", subjacente à filosofia do método LRFD<sup>1</sup> (EUA internacional).

Factor de amplificação / normalização ...... 
$$K_{cr}(t) = 1 + \frac{1}{6} \cdot t^{0,25} \xrightarrow{(em horas)} 1 + \frac{1}{58} \cdot t^{0,25}$$
 (5.43)

Uma vez mais, a *função potência* do tempo explícita na Eq. (5.43) aponta para uma abordagem ao fenómeno similar às seguidas nos modelos de fluência atrás descritos, embora neste último caso por via do cálculo directo das flechas em vez das propriedades de rigidez.

À falta de mais informação na norma da **ASCE**, subentende-se que as verificações das flechas a efectuar nos elementos e sistemas estruturais se associem a estados de flexão ou de compressão, simples ou combinados com esforço transverso, até pela avaliação da deformação por corte que é recomendada no cálculo elástico. Porém, deste último ponto, é possível subentender uma igualdade entre as contribuições das deformabilidades por flexão e por corte em termos viscoelásticos, devido à forma "singular" da potência no factor  $K_{cr}(t)$ , Eq. (5.43). Em alternativa, também se pode perceber ou (i) um efeito majorado da fluên-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> LRFD - do inglês, Load & Resistance Factor Design (método de dimensionamento dos Estados Limites da ASCE).

cia por flexão se desprezada a influência do corte ou (ii) efeitos elástico e viscoelástico devidos, exclusivamente, por flexão. Note-se que estas interpretações podem ser melhor entendidas com base na matéria detalhada em seguida – Secção 5.4. Ainda da última referência normativa, importa frisar a unicidade da pré-norma da **ASCE** no que respeita à rotura por fluência do material. Em fase terciária, essa resistência é descrita por uma *função potência* do tempo até se atingir a rotura para uma relação da tensão aplicada com a resistência última em tracção instantânea (curto prazo), permitindo também avaliar o dano acumulado segundo abordagens similares às aplicadas na modelação das amplitudes cíclicas por fadiga.

Uma vez expostas as linhas orientadoras dos principais documentos no âmbito do dimensionamento a longo prazo, interessa proceder a uma avaliação comparativa no que respeita aos parâmetros de fluência comummente entendidos na avaliação do fenómeno em geral. As próprias abordagens seguidas nos documentos facilitam, dessa maneira, a análise segundo duas dessas principais variáveis, adimensionais, em termos de rigidez: (i)  $\chi_M(t)$  – factor ou função de normalização do módulo M(t) à idade t, como coeficiente redutor do correspondente módulo instantâneo  $M_0$ , e (ii)  $\phi_M(t)$  – coeficiente de fluência do módulo M(t) à idade t. Ambos os parâmetros encontram-se descritos pelas Eqs. (5.44), respectivamente. Naturalmente que os módulos M(t) e  $M_0$  representam, de forma genérica, os módulos de elasticidade axial à tracção ou em flexão – E(t) ou os módulos de distorção – G(t), consoante o problema, por vezes também designados apenas por módulos longitudinal e transversal à idade t.

Factor de normalização

Coeficiente de fluência

$$\chi_{M}(t) = \left| \frac{M(t)}{M_{0}} \right| \qquad (t, \text{ em horas ou anos}) \qquad \phi_{M}(t) = \left| \frac{M_{0}}{M(t)} \right|_{\chi_{M}(t)^{-1}} - 1 \qquad (5.44)$$

Nas Figuras 5.22 (a) e (b) são comparadas as várias formulações de referência / normativas, em termos do andamento dos dois parâmetros adimensionais da Eqs. (5.44), respectivamente, por um período de tempo a 50 anos, em simultâneo para ambas as componentes de rigidez. Em igual modo de correspondência, nas Figuras 5.23 (a) e (b) são representadas as mesmas curvas, diferindo apenas na forma da escala da variável tempo (em *horas*). A opção pela escala logarítmica deve-se à maior facilidade de leitura e melhor percepção da evolução dos parâmetros de fluência por períodos bastante dilatados no tempo.

Note-se que no **Guia IT** as curvas dizem somente respeito a representações discretas no tempo. Além disso, registe-se que as curvas de fluência referentes à proposta de **Bank** foram normalizadas em relação aos módulos instantâneos apontados pelo próprio autor, *cf*. Tabela 5.2. Relativamente à curva individual da norma **ASCE**, esta foi assumida, conforme o atrás interpretado, por um efeito de fluência devido ou (i) apenas à deformação por flexão ou (ii) por iguais contribuições de flexão e de corte na deformabilidade diferida total. Por esse razão, foi possível formular a componente transiente da potência, dada em termos de flecha, para parâmetros de fluência adimensionais em termos de rigidez, indissociável à formulação (simplificada) de **Findley** assumida, explicitamente, no código norte-americano. As curvas do documento **EComp** são relativas aos compósitos unidireccionais (UD), abrangentes às duas parcelas "extremas" de rigidez do efeito diferido – tracção e corte puro, *cf*. Fig. 5.21.



*Figura 5.22*: Comparação entre modelos de fluência<sup>1</sup> para as propriedades viscoelásticas,  $E(t) \in G(t)$ , em função do tempo em *anos* (escala linear): (a) factor de redução,  $\chi(t) \in$  (b) coeficiente de fluência,  $\phi(t)$ .



*Figura 5.23*: Comparação entre modelos de fluência<sup>1</sup> para as propriedades viscoelásticas,  $E(t) \in G(t)$ , em função do tempo em *horas* (escala logarítmica): (a) factor de redução,  $\chi(t) \in (b)$  coeficiente de fluência,  $\phi(t)$ .

O modelo proposto no **Guia IT** para flexão é sensivelmente concordante com a relação entre parcelas de rigidez inicial e transiente indicada por **Bank**, sendo ambos muito mais susceptíveis ao efeito diferido do que considerando a rigidez normalizada axial em tracção estipulada no **EComp**. Deste manual resultam, claramente, funções de fluência ao corte mais condicionantes do que nos restantes documentos, desde os períodos iniciais até idades aos 50 anos, atingindo coeficientes de fluência superiores a 2,5.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Guia IT – curvas associadas a valores discretos no tempo.

Bank - curvas adaptadas em relação aos módulos iniciais referenciados pelo próprio autor.

EComp – curvas para compósitos unidireccionais UD à tracção e ao corte puro.

Para este estado de tensão, a evolução da rigidez de corte em flexão do **Guia IT** posiciona-se numa situação intermédia entre a superioridade da referente ao corte "puro" do **EComp** e a limitada inferiormente pela relação de rigidez inicial e transiente apontada por **Bank**. Repare-se que, neste último caso, a função de corte  $\chi_G(t)$  apresenta um andamento similar e próximo do correspondente ao da função normalizada  $\chi_E(t)$ , de acordo com as parcelas instantâneas referenciadas por aquele autor.

Os coeficientes discretizados no **Guia IT** parecem divergir de funções de potência "puras", tal como subjacente à lei de **Findley** e assumido nos restantes documentos. Esta análise resulta do pormenor das funções para idades superiores a 10–25 anos, de onde se percebe que a perda de rigidez de corte evolui de uma forma crescente mais acentuada que a tendência evolutiva da rigidez de flexão, que apresenta um modo menos desfavorável. Como esperado, a curva singular da norma **ASCE** representa a evolução menos conservativa para a rigidez de flexão, excluindo a relativa ao estado axial em tracção do **EComp**.

Como último apontamento, refira-se a informação limitada nesta matéria nos manuais de alguns dos principais produtores de pultrudidos, *e.g.*, **Fiberline [5.79]**, **Fibreforce [5.84]** e **Creative Pultrusions [5.85]**. Os fabricantes propõem, em quase exclusivo, coeficientes parciais de segurança do material (rigi-dez e resistência), estabelecidos de acordo com a duração das acções – curto ou longo prazo, sem quais-quer referências a formulações viscoelásticas para o dimensionamento e verificação da segurança de elementos estruturais sujeitos a carregamentos simples ou combinados. Por fim, o documento normativo **EN 13706:2002 [5.86]** especifica normas de ensaio à fluência limitada a materiais pultrudidos, quer pelo tipo de solicitação quer pela escala elementar (laminados), conforme se perceberá na secção seguinte acerca da investigação levada a cabo sobre o fenómeno da fluência no painel de GFRP em estudo.

# 5.4 FLUÊNCIA EM FLEXÃO DO PAINEL MULTICELULAR

A última campanha experimental realizada em ambiente de laboratório teve por objectivo a prossecução dos trabalhos produzidos pelo autor no âmbito dos estudos da dissertação de mestrado [5.20]. Procurouse complementar a análise do comportamento do fenómeno diferido em elementos pultrudidos de GFRP, anteriormente efectuada somente ao nível do material laminado (provetes) e do elemento viga. Nesse sentido, foi ensaiado à escala real um conjunto de painéis multicelulares (DELTA DECK<sup>™</sup> SF.75.L) sob carregamento constante, em flexão segundo a direcção principal, durante períodos máximos até 4.200 horas (*ca.* 6 meses). Os vãos de ensaio foram em correspondência com os adoptados nos ensaios estáticos e dinâmicos (**Capítulo 3**), com clara preferência para o vão de 1.500 mm (vão transversal do protótipo). Porém, neste caso, o carregamento foi uniformemente distribuído, tendo os níveis de carga seleccionados sido estabelecidos para condições de serviço regulamentares, quer em termos de acção quer por imposi-ção de limites de deformação. Foram utilizados os resultados experimentais em termos de deslocamentos, para a caracterização da fluência com base em modelos empíricos revistos nas secções precedentes. No primeiro §5.4.1 são descritos os principais aspectos directamente relacionados com o processamento faseado do ensaio, culminando na apresentação preliminar e no tratamento dos resultados experimentais. A previsão do comportamento à fluência em serviço é efectuada por via analítica no §5.4.2, com base nos deslocamentos experimentais e recorrendo a teorias de vigas. A técnica experimental TSSP é também utilizada na caracterização acelerada do efeito para longos períodos de tempo. Não obstante, a importância do tema é concentrada na determinação das propriedades viscoelásticas ("aparentes" e "efectivas") à escala do painel, bem como nos respectivos coeficientes de fluência (rigidez e flecha) estimados para períodos até 50 anos de idade. Os resultados são discutidos complementarmente com as principais conclusões de outras investigações em elementos pultrudidos de GFRP.

# 5.4.1 ENSAIOS À FLUÊNCIA EM FLEXÃO

Em referência mais directa ao ensaio, no primeiro §5.4.1.1 são resumidos os objectivos e princípios do ensaio, seguindo-se a descrição dos procedimentos experimentais envolvidos nas várias fases – campanhas experimentais recorridas – §5.4.1.2. Estas fases são posteriormente resumidas no §5.4.1.3. A presente subsecção termina com a apresentação dos resultados experimentais: (a) termo-higrometria, (b) deslocamentos e (c) extensões, tratados de modo a permitir uma análise adequada do efeito diferido – §5.4.1.4.

# 5.4.1.1 Objectivos e princípios do ensaio

Este ensaio teve por objectivo caracterizar e avaliar o comportamento a longo prazo dos painéis em estudo, submetidos à fluência em flexão, na direcção longitudinal, no que respeita aos seguintes aspectos:

- Caracterização do comportamento à fluência para várias configurações de vão e níveis de tensão;
- Avaliação da influência das condições ambientais no fenómeno diferido;
- Validação de parâmetros empíricos na previsão do comportamento diferido;
- Previsão analítica das extensões e deslocamentos com base nos resultados experimentais;
- Caracterização acelerada da fluência com base em séries de curvas para vários níveis de carga;
- Derivação de módulos viscoelásticos "aparentes" e "efectivos" em função do tempo;

A evolução da campanha experimental, por várias fases de ensaio, foi motivada em função dos resultados progressivamente obtidos, inicialmente de fraca consistência, a par dos seguintes factores ponderados e, oportunamente, considerados ao longo dos períodos de execução do ensaio:

- 1. Procedimentos experimentais: técnicas de medição e sistemas de carregamento e de apoios;
- 2. Efeito da variação dos níveis de carga, para um mesmo vão de ensaio;
- 3. Efeito da variação do vão de ensaio, para níveis similares de carga em serviço;
- 4. Efeito das variações das condições ambientais de ensaio.

Ao ponto (1) associaram-se procedimentos experimentais que tiveram por finalidade resolver supostos problemas detectados por via dos resultados associados. Em relação aos outros pontos (2-4), pretendeuse analisar a influência da variação de parâmetros de ensaio na resposta diferida, em particular o nível de carga, o vão de ensaio e os valores da temperatura e humidade relativa ambientais. Na prática, estes factores, também incluídos no presente estudo, permitiram complementar a caracterização e o comportamento à fluência nos moldes acima discriminados.

Além dos factores anteriores, o comportamento à fluência pode variar significativamente em virtude das condições de cura associadas ao fabrico dos pultrudidos e às variações das condições ambientais nos elementos ao longo do tempo. Segundo **Sullivan [5.87]**, a "história" da temperatura instalada no material pode exercer efeito nas propriedades viscoelásticas. Nos desígnios de um dimensionamento a longo prazo, estes factores devem ser devidamente controlados caso se pretenda efectuar uma análise comparativa (ou paramétrica), entre diversos resultados numa gama variada de níveis de carga, duração e condições ambientais. Porém, as condições dos painéis, desde o seu estado de pós-cura até à sua aplicação experimental, não foram tidas em conta na actual campanha, assumindo-as similares nos painéis emsaiados provenientes de um mesmo lote. Porém, a monitorização das condições ambientais, ocorridas em laboratório, permitiu compreender, não só as variações susceptíveis numa dada fase de ensaio, como também a sazonalidade das mesmas entre fases, dispersas por cerca de 2 anos de duração da campanha.

O princípio do ensaio consistiu em submeter, à escala individual, 4 painéis multicelulares (simples) a uma carga uniformemente distribuída (constante), por um dado período de tempo relativamente longo. No contexto concepcional do protótipo, o carregamento mínimo aplicado foi cerca de 500 kgf, correspondente a 5 kN/m<sup>2</sup> – valor preconizado na **EN 1991-2:2003 [5.88]**, para a acção característica de sobrecarga pedonal. A aplicação de cargas superiores correspondeu a múltiplos do nível mínimo, ou a valores próximos deste (por imposição de limites de deformação), sem nunca atingir uma carga superior a 2 tonf (*ca.* 12% da resistência última em flexão). Independentemente do vão, as cargas foram sempre aplicadas entre secções de apoio, num modelo de laje simplesmente apoiada em dois bordos.

À semelhança dos ensaios estáticos descritos ao nível singular dos painéis, não são aplicáveis normas de ensaio que definam especificamente propriedades em fluência a serem determinadas nos elementos de laje em estudo. Como referenciado, somente a **EN 13706:2002 [5.86]** estipula uma caracterização mecânica para perfis de GFRP à escala real, que se pode aproximar à caracterização das propriedades em flexão para os painéis pultrudidos. Nessa medida, vale a pena realçar a norma de ensaio **ISO 899:2003**, que define as propriedades em fluência, tanto para solicitações em tracção – Parte 1 **[5.89]**, como em flexão (3P) – Parte 2 **[5.90]**, de materiais plásticos não reforçados (rígidos e semi-rígidos) e reforçados. Como ponto de interesse, relativo ao programa de aquisição de dados, a norma estipula o seguinte plano de leituras no caso de o registo não ser automatizado, após carregamento completo:

- Minutos: 1, 3, 6, 12 e 30;
- Horas: 1, 2, 5, 10, 20, 50, 100, 200, 500, 1000, etc.

Por aproximação dos comportamentos do painel de laje multicelular e de um elemento unidireccional, podem ser estabelecidas relações *Tensão – Esforços* e *Deformação – Deslocamentos*, derivadas da teoria da elasticidade (vigas), em função do tempo como a relação cinemática Eq. (5.44) no caso de estudo – fluência. É possível conhecer a tensão longitudinal máxima em flexão,  $\sigma_{j_{5,L}}$ , e correspondente valor "teórico" da extensão axial em flexão no instante *t*,  $\varepsilon_{j,L}(t)$ , com base no valor da carga distribuída aplicada, *q*, e do deslocamento registado a meio vão no instante *t*,  $\delta(t)$ . Embora à escala do laminado, notese que a norma **ISO 899-2:2003 [5.90]** não faz qualquer menção ao registo experimental da extensão, relacionando-a apenas através da Eq. (5.45) para flexão elástica simples. A mesma norma indica ainda uma expressão para determinar o módulo de elasticidade em flexão à idade *t*, com base na relação entre a tensão aplicada,  $\sigma_{i_{5,L}}$ , e a extensão axial correspondente à idade *t*,  $\varepsilon_{j,L}(t) -$  Eq. (5.46).

Relação Deformação – Deslocamento<sup>1</sup>..... 
$$\varepsilon_{f,L}(t) = \frac{24}{5} \cdot \frac{h}{L^2} \cdot \delta(t)$$
 (5.45)

Módulo de elasticidade aparente à idade t<sup>1</sup>..... 
$$E_{ap}(t) = \frac{5}{384} \cdot \frac{q \cdot L^4}{I \cdot \delta(t)}$$
 (5.46)

As variáveis presentes nas Eqs. (5.45) e (5.46) têm um significado idêntico ao descrito no comportamento dos painéis a curto prazo. Para o tipo de carregamento em causa, o módulo em função do tempo, definido na respectiva norma, corresponde à propriedade "aparente". Ambas as relações anteriores – Eqs. (5.45) e (5.46), estão unicamente associadas à deformação por flexão (teoria de **Euler-Bernoulli**), sem considerar a influência do esforço transverso na deformabilidade total por fluência. Esta representa uma matéria de importância acrescida, principalmente no elemento abordado, à escala estrutural, onde são esperadas deformações distorcionais de considerável dependência com o fenómeno diferido.

#### **5.4.1.2** Campanhas e procedimentos experimentais: a) – c)

A campanha experimental compreendeu 5 fases de ensaio, todas decorridas no mesmo espaço do LERM do IST, sob condições normais de exposição ambiental, durante o período compreendido entre Dezembro de 2010 e Setembro de 2012. Por um lado, as diferenças entre as diversas fases de ensaio residiram nos procedimentos experimentais utilizados, nomeadamente a estrutura de suporte, os processos de aplicação do carregamento e os sistemas de apoios, assim como nas técnicas de medição e registo de alguns aparelhos de medida. Estes aspectos visaram, essencialmente, corrigir eventuais anomalias do ensaio por via de uma interpretação mais directa dos resultados obtidos, claramente menos fiáveis sobretudo nas

 $<sup>^{1}</sup>$  h – altura total da secção do painel multicelular; L – vão do painel; I – momento de inércia de 2<sup>a</sup> ordem em torno do eixo Y.

fases iniciais. Por outro lado, associado aos objectivos inicialmente propostos, a variação dos níveis de carga e do vão de ensaio motivaram, por si só, *a priori*, a realização de pelo menos duas das fases de ensaio. Cada uma envolveu 4 ou 5 painéis, consoante a instalação de um painel suplementar em regime "livre", *i.e.*, sem qualquer carregamento, excluindo o peso próprio. Este teve por finalidade proceder à correcção da deformação devida às variações térmicas no material, conforme discutido adiante. De seguida, são descritos os principais procedimentos experimentais envolvidos nas várias fases. Importa, antes, referir que somente na última fase se optou por não reutilizar os mesmos painéis recorridos nas fases anteriores, tendo sido carregados painéis "novos", *i.e.*, retirados do lote importado.

a) Sistema de aplicação do carregamento – a aplicação do carregamento nos painéis foi processado de acordo com o tipo de flexão estabelecido: vertical uniformemente distribuído entre, sensivelmente, secções de apoio, *vd*. Fig. 5.24. Os carregamentos sobre os painéis foram conseguidos, em grande parte, através da colocação de lajetas de betão com as dimensões  $600 \times 400 \times 50$  mm e um peso médio aproximado<sup>1</sup> de 26,75 kgf. De modo a facilitar o processo de carregamento nos níveis mais elevados, recorreu-se nalguns casos a sacos de cimento (50 kgf). Em duas das fases (iniciais), foram também utilizados maciços e blocos de betão armado com pesos aproximados de 520 kgf e 320 kgf, respectivamente.



Figura 5.24: Carga com pesos estáticos: (a) lajetas e sacos de cimento; (b) maciços e (c) blocos de betão e lajetas.

Como se pode perceber da Figura 5.24, na superfície de contacto com as lajetas / blocos de betão foram dispostas telas betuminosas de 2 mm de espessura sobre os painéis, de forma a acomodar eventuais irregularidades daqueles sistemas de pesos. Na medida do possível, as lajetas foram colocadas manualmente, tendo sido necessário recorrer a uma ponte rolante do laboratório no caso dos elementos mais pesados. Nas últimas fases, (4) e (5), foi preterido o carregamento com elementos maciços de betão, em detrimento das lajetas e dos sacos de cimento, estes últimos dispostos sobre as lajetas numa posição superior. Esta opção pretendeu minimizar efeitos de arco sobre os painéis em flexão, provavelmente, susceptíveis em maior grau quando carregados com os elementos de maior dimensão.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Estimativa do peso específico – 22,3 kN/m<sup>3</sup>.

Tendo em conta a preferência por lajetas no carregamento, de maior rigor na sua distribuição, estas foram dispostas transversalmente ao longo do vão respeitante, lado a lado, com uma ligeira folga entre elas (10–20 mm). Esta opção teve por objectivo minimizar efeitos de arco decorrentes da transmissão de carga entre fiadas de lajetas adjacentes. Deste modo, aos vãos ensaiados de 1.500 mm, 2.000 mm ou 2.400 mm, corresponderam sensivelmente as seguintes superfícies de carga: 1,00 m<sup>2</sup>, 1,20 m<sup>2</sup> e 1,45 m<sup>2</sup>, para 4, 5 e 6 fiadas de lajetas, respectivamente. Refira-se que para o vão mais curto, a área carregada superou ligeiramente o vão de ensaio em cerca de 10 cm. Face a um comprimento das lajetas (600 mm) inferior à largura transversal do painel (635 mm), procurou-se que as mesmas fossem dispostas simetricamente segundo aquela direcção.

Na Tabela 5.4 resumem-se as características e os níveis de carregamento aplicados em cada um dos vãos de ensaio, associados às diversas fases da campanha, incluindo valores absolutos dos pesos (*P*), das cargas distribuídas (*q*), das tensões longitudinais em flexão ( $\sigma_{fs,L} = \sigma$ ) e correspondentes níveis de carga relativamente à tensão última de rotura ( $\sigma_{fu,L} = \sigma_u$ ) obtida experimentalmente (considerando apenas a rotura do painel de *referência assimétrico* FLn.1).

Vão de ensaio [mm]	Fases ensaio P [-] [kgf]		<b>q</b> [kN/m <sup>2</sup> ]	σ [MPa]	<b>σ/σ</b> u [%]	Área solicitada [m <sup>2</sup> ]
	5	1.560 ( <i>L</i> /575)	15,9	11,0	9,0%	
1500	1 a 5	510 - 515	5,2-5,3	3,6 - 3,6	3,0% - 3,0%	0.06
	1 a 4	1.030 - 1.043	10,5 – 10,7	7,3 – 7,4	6,0% - 6,1%	0,90
		2.020 - 2.065	20,6 - 21,1	14,3 – 14,6	11,7% – 12,0%	
2000	5	910 ( <i>L</i> /575)	7,4	9,1	7,5%	1 20
	1 a 4	600 - 642	4,9 – 5,2	6,0-6,5	5,0% - 5,3%	1,20
2400	5	617 ( <i>L</i> /575)	4,2	7,4	6,1%	1,44

*Tabela 5.4*: Níveis de carregamento em função do vão, em termos de peso (*P*), carga distribuída (*q*), tensão longitudinal em flexão ( $\sigma_{fs,L} = \sigma$ ) e relação entre tensões ( $\sigma/\sigma_u$ ) das várias fases do ensaio (valores aproximados).

Da combinação de carregamentos nos vãos ensaiados nas diversas fases, compreende-se a preferência dada ao menor vão – 1.500 mm, correspondente ao vão transversal seleccionado para o protótipo pedonal. Deste ponto centrou-se um dos principais objectivos da investigação – Fases 1 a 4, estudo da fluência para múltiplos níveis da carga regulamentar. À última Fase 5 correspondeu outro dos objectivos, associado aos coeficientes de fluência e às constantes viscoelásticas efectivas, onde os painéis foram submetidos nos três vãos ao mesmo limite de deformabilidade – L/575. Os níveis de carga estimados variaram entre um mínimo de 3% a um máximo de 12% da resistência última do painel. **b**) **Sistema de apoios** – em primeiro lugar, apenas na Fase 1 foi utilizado um sistema elevado em pórtico, constituído por perfis de apoio aos painéis, o que assegurava um maior conforto nas tarefas envolvidas no ensaio, *vd*. Fig. 5.25. No entanto, perante incertezas levantadas logo nos períodos iniciais (flutuações acentuadas nas flechas), as fases posteriores foram todas realizadas a um nível próximo da laje de pavimento, recorrendo a simples perfis metálicos de apoio directo aos painéis, *vd*. Figs. 5.24 e 5.26.



*Figura 5.25*: Sistema metálico elevado de apoio em plataforma dos painéis ensaiados na Fase 1.

*Figura 5.26:* Sistemas de apoios: (a) cilíndricos – Fases 1 a 3 e (b) rolamentos – Fases 4 e 5.

Em relação aos apoios, estes foram similares ao par de sistemas utilizados na campanha em regime estático, *cf.* **Capítulo 3**. O primeiro tipo de apoio – cilíndrico, serviu as primeiras fases (1 a 3), tendo sido materializado por troços de tubo de andaime (D48 mm) e por chapa metálica (700×50×4 mm) superior de assentamento dos painéis. Por dúvidas surgidas sobre alguma restrição à rotação, optou-se por recorrer nas fases seguintes (4 e 5), ao segundo sistema de apoio – por rolamentos. Nestes sistemas foram mantidas sensivelmente as mesmas operações de fixação e mobilização dos apoios, bem como outras referentes à minimização de efeitos secundários normalmente gerados nestes pontos. A Figura 5.26 mostra os sistemas de apoio utilizados nos dois grupos de fases de ensaio. Também como procedido nos ensaios a curto prazo, importa notar que os apoios por rolamentos foram reforçados, relativamente à rigidez das chapas de assentamento, para os painéis mais solicitados.

c) Instrumentação e registo de dados – para a monitorização do comportamento dos painéis, durante o decorrer do ensaio à fluência, foram utilizados diversos instrumentos com vista à medição e ao registo das extensões axiais, dos deslocamentos verticais, das condições ambientais e da temperatura no material dos painéis. Procedeu-se à instalação de um extensómetro eléctrico<sup>1</sup> no banzo inferior dos painéis respeitantes a todas as fases, posicionado longitudinalmente na secção de meio vão, centrado na largura do painel. Para a medição do deslocamento, optou-se for fixar um par de deflectómetros analógicos (marcas diversas)<sup>2</sup>

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Extensómetro eléctrico da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Deflectómetros analógicos das marcas FAKU e MITUTOYO, com cursos desde 10 a 50 mm (precisão de 0,001 a 0,01 mm).

numa posição próxima à do extensómetro (central no painel), *vd*. Figs. 5.27 (a) e (b). Desta forma, foi intenção assegurar com maior veracidade a deformação dos painéis, quer no caso da eventual inoperacionalidade de um dos aparelhos quer por leitura incerta ou medição duvidosa. Porém, esta opção não foi tomada nas primeiras fases do ensaio, tendo sido colocado aparelhagem sob alguns painéis, também, a terços do vão – situação esta que se previu pouco útil no aproveitamento desses registos, perante o modo de flexão instalado e os níveis relativamente reduzidos da deformação.



Figura 5.27: Instrumentação no ensaio à fluência: (a) deflectómetros, (b) extensómetro e (c) termopar.

As condições ambientais de exposição no laboratório foram monitorizadas em termos evolutivos da temperatura em todas as fases do ensaio, enquanto a correspondente humidade relativa apenas foi controlada nas duas últimas fases. Foram também registadas as variações de temperaturas no material pultrudido dos painéis, com recurso a termopares do tipo K instalados, pelo menos, numa das superfícies dos banzos, a uma profundidade próxima da superfície média da espessura dos respectivos laminados, *vd*. Fig. 5.27 (c). Um outro termopar suplementar, exposto ao ambiente, foi utilizado para registo da temperatura ambiente na zona de ensaio. Estes registos foram complementados pelas leituras efectuadas num termohigrómetro digital instalado, igualmente, no meio envolvente durante a Fase 5 (*vd*. pormenor da Fig. 5.28). Por sua vez, aquele aparelho assegurou também as leituras discretas da humidade relativa na última fase. Não obstante, uma sonda termohigrométrica de processamento automático permitiu reconhecer os registos de ambas as grandezas, durante os períodos civis correspondentes às duas últimas fases. Porém, note-se que a zona de ensaio distou cerca de 20 metros da posição da sonda referida, instalada no LC.

No processo de aquisição dos valores das deformações, os deslocamentos foram registados manualmente, por observação directa dos comparadores, mediante um plano de leituras predefinido. O registo das extensões foi automatizado recorrendo a uma ponte extensométrica portátil, da marca TML e modelo TC-31K, com gravação e acessibilidade dos dados em memória interna. Esta foi acoplada a uma unidade com 5 canais, da mesma marca, de modo a registar as quantidades em número necessário, *vd.* Fig. 5.29. Ainda no que concerne à extensometria, importa sublinhar o recurso a duas técnicas de medição das extensões, com base em diferentes disposições extensométricas no circuito de ponte de **Wheatstone**<sup>1</sup>.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Circuito de ponte Wheatstone – circuito em 4 resistores, sendo 1 desconhecido e 3 conhecidos ajustáveis para corrente nula.

Nas Fases 1 a 4 optou-se por proceder às leituras em meia ponte (½) com extensómetro compensador, vulgarmente designado por *dummy*, *vd*. Fig. 5.29. Para o efeito, a cada um dos painéis instrumentados com um extensómetro (activo) foi associado um outro – extensómetro "morto", instalado num provete laminado do mesmo material pultrudido, segundo a direcção da pultrusão, livre de qualquer estado de tensão. Pretendeu-se com esta primeira técnica anular os diferenciais na resistência eléctrica do extensómetro activo por efeito da variação da temperatura sujeita pelo painel. Perante a incerteza de alguns resultados associados a esta técnica, procedeu-se a uma segunda nas Fases 4 e 5 efectuando leituras no extensómetro (activo) em circuito de quarto ponte (¼). A compensação do efeito da temperatura na extensão total sofrida pelos painéis (mecânica e térmica), foi realizada com base na extensão registada num painel livre (sem carga), assumindo-a como sendo devida exclusivamente à variação da temperatura. Em ambos os casos, os efeitos térmicos ocorridos nos fios entre os extensómetros activos e o circuito foram auto compensados automaticamente pela própria ponte extensométrica.



Figura 5.28: Unidades de aquisição de dados no ensaio à fluência. Figura 5.29: Extensometria (¼ ponte).

Os valores das temperaturas dos termopares foram obtidos por períodos de 2 em 2 horas (ou inferiores, até intervalos de 30 minutos), tendo sido registados em PC com base em *software* específico da aquisição por meio de um sistema de 8 canais de termopares (marca PICO, modelo TC-08), *cf*. Fig. 5.28. As leituras observadas no termohigrómetro digital foram registadas por períodos mais dilatados que os referidos, automatizados para as temperaturas medidas dos termopares. A colocação daquele aparelho no meio envolvente aos painéis teve por finalidade obter não só a humidade relativa do ambiente de exposição, mas também confirmar, de certa maneira, as medições da temperatura ambiental efectuadas por meio de um termopar livre (assinalado na Figura 5.28). A sonda termohigrométrica, em espaço do LC, processou as duas grandezas físicas de modo contínuo, por intervalos de 30 minutos. Refere-se que devido à dimensão e número de painéis ensaiados, não foi possível utilizar uma câmara climática de modo a controlar as condições ambientais ou, mesmo, a processar um ensaio sob condições isotérmicas.

Após finalizado o carregamento, tanto a gravação automática como o registo manual de ambas as grandezas de deformação seguiram, na medida do possível, o seguinte programa de registos (sequenciais):

- Período 1 registo em intervalos de 10 segundos no 1º minuto;
- Período 2 registo em intervalos de 6 minutos na 1ª hora (seguinte ao período 1);
- Período 3 registo em intervalos de 60 minutos no 1º dia (seguinte ao período 2);
- Período 4 registo em intervalos de 12 horas na 1ª semana (seguinte ao período 3);
- Período 5 registo em intervalos de 12/24 horas até ao fim do ensaio (seguinte ao período 4).

Por razões de ordem laboratorial, nem sempre foi possível cumprir na íntegra o plano de registos proposto, em todas as fases do ensaio, sobretudo no que concerne aos deslocamentos durante as primeiras 24 horas. Porém, o plano seleccionado parece ter cumprido satisfatoriamente a aquisição de dados, aceitável em ensaios à fluência, superando o programa recomendado na **ISO 899-2:2003 [5.90]**.

# 5.4.1.3 Resumo da campanha faseada de ensaios

De forma a sumarizar a vasta campanha experimental executada, a Tabela 5.5-a reúne as principais informações e características associadas a cada fase do ensaio de fluência.

Características		FASES DA CAMPANHA								
		1	2*	3	4	5				
Período civil, estação		09.Dez   2010	28.Jan   2011	16.Mar   2011	12.Jul   2011	31.Jan   2012				
		26.Jan   2011	28.Fev   2011	17.Jun   2011	27.Dez   2011	24.Jul   2012				
Duração máx. (horas)		1.152	672	2.107	4.010	4.200				
ão	extensometria	<sup>1</sup> / <sub>2</sub> ponte	<sup>1</sup> / <sub>2</sub> ponte	<sup>1</sup> / <sub>2</sub> ponte	<sup>1</sup> / <sub>2</sub> - <sup>1</sup> / <sub>4</sub> ponte	<sup>1</sup> / <sub>4</sub> ponte				
entaç	deflectómetro	1/2 e 1/3 vão	1/2 vão	1/2 e 1/3 vão	1/2 vão (par)	1/2 vão (par)				
strum	$T_{a}\left( ^{o}C\right)$	19,0±0,3	n/d	$21,2 \pm 2,2$	21,7 ± 2,9	18,7 ± 3,7				
$\overset{\mathbf{g}}{=} \mathbf{HR}_{\mathbf{a}}(\%)$		n/d	n/d	n/d	64,1 ± 12,3	62,2 ± 12,2				
Nº de painéis		4	4 (reut.)	5 (reut.)	5 (reut.)	5 (novos)				
ŝão	FCr.1 (A)	1,5 - 0,51   3,0%	1,5 - 0,51   3,0%	1,5 - 0,52   3,0%	1,5 - 0,52   3,0%	livre				
Tens   %)	FCr.2 (B)	1,5 - 1,03   6,0%	Livre	1,5 - 1,04   6,1%	1,5 - 1,04   6,1%	1,5 - 0,51   3,0%				
<b>arga</b> - tonf	FCr.3 (C)	1,5 - 2,06   12,0%	2,0 - 0,63   5,2%	livre	Livre	2,4 - 0,62   6,1%				
<b>0 – C</b> 2 (m –	FCr.4 (D)	2,0 - 0,60   5,0%	1,5 - 1,03   6,0%	1,5 - 2,02   11,7%	1,5 - 2,02   11,7%	2,0 - 0,91   7,5%				
Vã	FCr.5 (E)	n/a	n/a	2,0 - 0,64   5,3%	2,0 - 0,64   5,3%	1,5 - 1,56   9,0%				
Sisten	na de apoios	cilíndricos	cilíndricos	cilíndricos	rolamentos	rolamentos				

Tabela 5.5-a: Informações e características relevantes das várias fases da campanha do ensaio à fluência.

F-tipo de carregamento (flexural),

Cr – tipo de regime de solicitação (creep),

Fase  $2^{\bullet}$  – ensaio teste.

 $T_a\,e\,HR_a\,de$  exposição ambiental, excepto na Fase 1.

# – número do painel: (1–5) e (A–E).

n/d – não disponível; n/a – não aplicável.

A Tabela 5.5-a discrimina os níveis de carga aplicados em cada painel, em conformidade com as suas respectivas designações (FCr.#), atribuídas em coerência com a tipologia do ensaio em causa. Neste contexto, segue-se uma síntese individual por tópicos sobre as fases de ensaio, segundo uma orientação das motivações que conduziram à reiterada prossecução da campanha.

a) Fase 1 – como primeira fase, compreendeu um dos objectivos principais do trabalho – analisar e verificar a aplicabilidade do modelo empírico de **Findley** no domínio linear do comportamento a longo prazo de painéis de GFRP, com base em respostas à fluência para níveis sucessivos de carga múltiplos de 5,0 kN/m<sup>2</sup> (vão 1.500 mm). Os painéis carregados foram apoiados numa plataforma metálica elevada, assentes em apoios cilíndricos. A extensometria foi medida em circuito de ½ ponte, compensada termicamente com um extensómetro *dummy*. A temperatura foi registada no material dos painéis (4 *un*.).

b) Fase 2 – nesta fase teste, os painéis foram apoiados directamente em perfis metálicos sobre a laje de pavimento. Este procedimento, adoptado também nas restantes fases, foi implementado na sequência das dúvidas levantadas acerca da estabilidade e do grau de rigidez do esquema de ensaio da fase anterior, que parece ter sido responsável por respostas inesperadas ao efeito, inclusive em deslocamentos. Para o mesmo domínio de cargas, os painéis foram alternados entre si, tendo-se nesta etapa optado também por monitorizar um painel em regime livre. A medição extensométrica manteve-se em circuito de  $\frac{1}{2}$  ponte.

c) Fase 3 – face à melhoria significativa da evolução das respostas na Fase 2 (teste), a Fase 3 foi realizada em moldes muito semelhantes à anterior, incluindo um quinto painel de forma a caracterizar o comportamento no vão de 2.000 mm. No entanto, as chapas metálicas dos apoios de assentamento dos painéis foram dessoldadas das rótulas cilíndricas, por se presumir que esta ligação restringiria de modo significativo a deformação em flexão dos painéis (de reduzida magnitude no vão menor). As restantes condições de ensaio foram mantidas, com registo das temperaturas quer ambiental quer no material.

d) Fase 4 – em sequência das conclusões retiradas do ensaio estático, sobre as diferenças resultantes da utilização dos dois sistemas de apoio (*vd.* Fig. 5.26), desta nova fase procurou-se corrigir, em maior grau, as deformações sofridas pelos painéis, por meio de rolamentos nos apoios. Deste novo processo, as rotações naquelas secções parecem ter sido suficientemente compatíveis com os reduzidos níveis de carga instalados. Abandonou-se, de vez, a utilização de blocos de betão, passando os carregamentos a serem efectuados, somente, com recurso a lajetas e sacos de cimento. Mantiveram-se os mesmos painéis, sujeitos aos mesmos níveis de carregamento. Sem haver lugar a descarga dos painéis, em determinado período (*ca.* 2.500 horas) configurou-se a medição das extensões, iniciada em ½ ponte com *dummy*, para circuito a ¼ de ponte em todos extensómetros. Os deslocamentos passaram a ser medidos, por par de leituras, apenas na zona central dos painéis. As temperaturas foram medidas em todos os painéis.

d) Fase 5 – a última fase foi consequência dos resultados provenientes da Fase 4, que apontaram para comportamentos diferidos bastantes consistentes. O aparente sucesso da reconfiguração extensométrica, realizada no decorrer do ensaio anterior, motivou a sua repetição, segundo procedimentos experimentais até então adoptados. Porém, esta fase teve também por finalidade complementar os objectivos centrais deste trabalho. Nesse sentido, foi expandida a gama de vãos nos painéis, solicitados para um mesmo limite de deformabilidade (L/575), além do painel no vão de 1.500 mm, tido como referencial, submetido à sobrecarga regulamentar de 5,0 kN/m<sup>2</sup>. Por razões de insuficiência do número de lajetas e sacos disponíveis nesta fase, ficou inviabilizada a hipótese de submeter os painéis na gama dos três vãos até uma ordem superior da deformação. Por via de algumas dúvidas subsistentes, procedeu-se à substituição dos painéis ensaiados em todas as fases anteriores, dando entrada a 5 novos painéis provenientes do lote original. Ambas as grandezas ambientais foram controladas por completo. Assumida como etapa última, esta fase prolongou-se por uma duração superior às restantes (*ca.* 6 meses).

No Anexo D.3 podem ser observados os aparatos gerais dos ensaios que se figuraram em cada uma das cinco fases, sendo de destacar, em particular, a última Fase 5 - vd. Fig. 5.30. Dada a sua maior importância, não indissociável da precedente Fase 4, os resultados apresentados e analisados na restante secção dizem, naturalmente, respeito a estas duas últimas fases. Para não suscitar dúvidas nas interpretações das análises, optou-se por enumerar (#) os painéis da Fase 5 (A a E) diferenciadamente da designação numérica atribuída aos painéis (1 a 5) das restantes fases, conforme anotado na Tabela 5.5-a.



Figura 5.30: Vista geral do ensaio de fluência relativo à última Fase 5.

Por último, faz-se notar que as operações de carregamento, nos moldes anteriormente descritos, tiveram durações compreendidas entre sensivelmente 5 a 20 minutos, consoante o nível de carga submetido num determinado painel.

#### 5.4.1.4 Apresentação e análise dos resultados experimentais: a) – c)

Uma das formas práticas e úteis de caracterizar o comportamento a longo prazo dos painéis, tal como habitual na análise do fenómeno da fluência no domínio da engenharia de estruturas, passa por representar as deformações conhecidas (deslocamentos,  $\delta e$  extensões,  $\varepsilon$ ) em função do tempo (t) em termos das suas grandezas: (i) transientes / diferidas – Eqs. (5.47), (ii) totais normalizadas relativamente à grandeza inicial – Eqs. (5.48) e (iii) transientes normalizadas relativamente à grandeza inicial – Eqs. (5.49). As últimas duas formas referem-se, respectivamente, ao factor de normalização (amplificação),  $\chi(t)$ , e ao coeficiente de fluência,  $\phi(t)$ , ambas adimensionais na forma absoluta ou percentual, coerentemente também aplicáveis no contexto da rigidez (propriedades axiais, de flexão e de corte).

$$Deslocamento \qquad Extensão$$

$$Deformação de fluência \dots \Delta\delta(t) = \delta(t) - \delta_0 \qquad \Delta\varepsilon(t) = \varepsilon(t) - \varepsilon_0 \qquad (5.47)$$

$$Factor de normalização \dots \chi_{\delta}(t) = \frac{\delta(t)}{\delta_0} \qquad \chi_{\varepsilon}(t) = \frac{\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} \qquad (5.48)$$

Coeficiente de fluência.....
$$\phi_{\delta}(t) = \frac{\Delta\delta(t)}{\delta_0} = \chi_{\delta}(t) - 1$$
  $\phi_{\varepsilon}(t) = \frac{\Delta\varepsilon(t)}{\varepsilon_0} = \chi_{\varepsilon}(t) - 1$  (5.49)

 $\delta_0$ 

Como referido, a consistência dos resultados foi progredindo a par dos procedimentos experimentais introduzidos em cada fase executada, tendo sido admitidos com validade os respeitantes às Fases 4 e 5. Tendo em conta a expectável influência que as condições termohigrométricas exercem na resposta diferida dos materiais pultrudidos em GFRP, são apresentados em primeiro lugar os registos da temperatura e da humidade relativa. A análise prévia destas leituras (a), a par das temperaturas registadas no material dos painéis, teve por objectivo enquadrar e melhor interpretar as evoluções das deformações por fluência apresentadas nas subsequentes alíneas: (b) – deslocamentos e (c) – extensões.

### a) Termo-higrometria

As evoluções da temperatura  $(T_a)$  e humidade relativa  $(HR_a)$  são mostradas nas Figuras 5.31 e 5.32, respectivamente, em termos das suas tendências ambientais inerentes a ambas as fases de ensaio, sobrepondo-se no primeiro caso as temperaturas lidas nos painéis "livres" respeitantes (T,#). Relembre-se que estas compreenderam períodos semestrais (civis) distintos, correspondendo sensivelmente a Fase 4 ao 2° semestre de 2011 (Verão e Outono) e a Fase 5 ao 1º semestre de 2012 (Inverno, Primavera e início de Verão). Na Tabela 5.5-b encontram-se reunidos os valores notáveis (médios e de pico) de ambas as grandezas físicas.

Enquanto as temperaturas correspondem aos valores adquiridos com recurso a termopares, quer no material quer na zona de ensaio (LERM), as humidades relativas dizem respeito aos valores recolhidos da sonda termohigrométrica disposta no LC – ambos os registos sob condições normais de exposição laboratorial. Devido ao elevado número de dados recolhidos pela sonda, optou-se por representar a curva  $HR_a$  por uma evolução discreta, apenas, com base em valores médios bimensais, de forma a não a sobrecarregar a respectiva amostragem gráfica. Importa referir que as leituras do termohigrómetro portátil (Fase 5) foram, em qualquer das situações, preteridas relativamente aos registos quer dos termopares quer da sonda, em virtude dos seus valores substancialmente inferiores.



Figura 5.31: Registos das temperaturas ambientais, T<sub>a</sub>, e nos painéis "livres", T.#, durante as Fases 4 e5.



Figura 5.32: Registos das humidades relativas ambientais,  $HR_a$ , durante as Fases 4 e 5.

Para além disso, os registos do termopar "ambiente" foram, em inúmeros instantes, sempre bastante próximos das variações de temperatura registadas pela sonda. A quase coincidência entre valores médios e desvios associados aos períodos monitorizados permitiu, de certa maneira, validar quer os valores das temperaturas lidas dos termopares, quer ambas as grandezas físicas medidas pela sonda no meio ambiente.

As grandezas ambientais sob exposição laboratorial apresentaram andamentos e registos médios consistentes com os períodos semestrais correspondentes. Naturalmente que a temperatura ambiental representa, pela sua própria tendência sazonal, uma grandeza física mais explícita que a humidade relativa nas mesmas condições. É possível verificar coerência entre os registos ambientais *indoor* e os publicados pelo IPMA<sup>1</sup>, na região de Lisboa, para os períodos mencionados. Tendo em conta as semelhantes durações dos períodos experimentais, em termos ambientais, podem tecer-se os seguintes comentários: (i) temperatura média da Fase 4 superior à da Fase 5, embora com tendências inversas, (ii) humidades relativas similares nas duas fases e (iii) desvios padrão de ordens de grandeza similares.

FAS	Е 4	Registos	FASE 5			
painel livre	ambiente	termo-higrométricos	ambiente	painel livre		
<b>T.3</b>	Та	<b>Temperatura</b> [°C]	Та	Т.А		
12,9	12,3	${f T}_{mín}$	10,0	8,8		
26,2	27,2	T <sub>máx</sub>	26,6	26,8		
21,6 ± 2,8	$21,7 \pm 2,9$	$\mathbf{T}_{\mathrm{m\acute{e}d}\pmdp}$	$18,7 \pm 3,7$	$18,7 \pm 3,6$		
HR.3	HRa	Humidade relativa [%]	HRa	HR.A		
	30,1	HR <sub>mín</sub>	25,2			
n/d	91,9	HR <sub>máx</sub>	91,9	n/d		
	64,1 ± 12,3	HR <sub>méd ± dp</sub>	$62,2\pm12,2$			

Tabela 5.5-b: Registos termohigrométricos das Fases 4 e 5 (valores médios  $\pm dp$ . e extremos).

n/d - não disponível.

Por último, as variações de temperatura registadas nos painéis "livres" revelaram um andamento praticamente coincidente com as temperaturas ambientais, conforme se percebe das sobreposições gráficas da Figura 5.31. Em termos médios gerais, pode concluir-se que o material pultrudido dos painéis acompanhou termicamente as condições ambientais do laboratório, sendo apenas de assinalar um certo ligeiro atenuamento nos valores de pico. Esta observação pode ser apoiada por meio das evoluções térmicas registadas nos restantes painéis – Anexo D.4, *cf.* Figs. D.8 – Fase 4 e Figs. D.9 – Fase 5. No entanto, relembre-se que as medições no material foram realizadas com os termopares instalados em paredes laminadas de reduzida espessura, sob proximidade das "reais" condições ambientais *in situ*.

Como se destacará em diante, a resposta térmica dos painéis, sujeitos às normais variações do ambiente laboratorial, assumiu notória importância no seu comportamento mecânico diferido, por influência das características poliméricas do material pultrudido.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> IPMA – Instituto Português do Mar e da Atmosfera (<u>www.ipma.pt</u>).

#### b) Deslocamentos

Os deslocamentos a meio vão foram registados até aos términos dos ensaios, sendo estes representados (em "bruto", *i.e.*, valores lidos directamente) nos gráficos das Figuras 5.33 (a) e (b) por meio de curvas do coeficiente de fluência percentual,  $\phi_d(\%) - t$ , para o conjunto de painéis ensaiados em ambas as fases. Complementarmente, no Anexo D.5 podem ser consultadas as curvas dos deslocamentos totais ao longo do tempo,  $\delta(t) - t$ , para cada fase de ensaio, *cf.* Fig. D.10 – Fase 4 e Fig. D11 – Fase 5.



*Figura 5.33*: Curvas de fluência  $\phi_{\delta}(t) - t$ , de registo experimental inicial: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.

Em primeira análise, podem notar-se evoluções do efeito diferido numa ordem de grandeza relativamente reduzida, tendo em conta os períodos de ensaio – de um modo geral, entre 5% a 10%. Como excepções assinalam-se as deformações de fluência atingidas nos painéis FCr.1 e FCr.B, ambos solicitados para o nível de carga (5 kN/m<sup>2</sup>) e vão menores (1.500 mm). Em particular, destaca-se o aumento sofrido no painel FCr.B face ao deslocamento inicial, sensivelmente a partir do primeiro terço de duração do ensaio, distinguindo-se claramente das deformações registadas nos restantes painéis (máximo de 21%). Embora se tratassem de painéis distintos, realça-se a particularidade de ambos terem ocupado a mesma posição no esquema de ensaio utilizado naquelas duas últimas fases, *cf*. Fig. 5.30 – zona limítrofe mais sensível do espaço restrito ao ensaio. A forte disparidade da deformação medida no painel FCr.B, face às demais registadas, motivou a atribuição de uma menor importância aos seus resultados e consequentes análises, também virtude da repetitividade das condições de ensaio. Não obstante, sempre que úteis, foram tomados em linha de conta, em particular na determinação da parcela elástica inicial.

A título comparativo, os coeficientes de fluência nos painéis em flexão foram consideravelmente inferiores às percentagens resultantes dos ensaios conduzidos pelo autor numa investigação anterior sobre elementos de viga [5.73], onde aqueles níveis de fluência foram logo alcançados para tempos bastante mais reduzidos – 24 a 72 horas. As diferentes gamas de solicitação ( $\sigma / \sigma_u$ ) submetidas nos elementos de laje (3–12%) e de viga (20–60%) podem justificar a disparidade verificada na ordem de grandeza da evolução do fenómeno.

Pode ainda reparar-se que, nos instantes iniciais, as velocidades de crescimento da deformação foram mais elevadas na Fase 4, parecendo no entanto estabilizar ao longo do período de ensaio, ao contrário da tendência crescente das taxas de deformação nos painéis da Fase 5. Nesta matéria será interessante comparar os andamentos dos deslocamentos dos gráficos das Figuras 5.33 (a) e (b) com as evoluções das tendências das temperaturas, associadas aos períodos das respectivas fases experimentais, *cf.* Fig. 5.31. Facilmente se percebe uma clara dependência entre as respostas diferidas e as temperaturas no meio / material, dada a consistência entre as tendências daquelas grandezas: (i) constantes a crescentes taxas de deformação com a subida da temperatura (início da Fase 4 e totalidade da Fase 5) e (ii) decrescentes a constantes taxas de deformação com a descida da temperatura (restante Fase 4).

De uma segunda análise da Figura 5.33, é possível depreender uma ordem inversa entre os níveis das deformações de fluência e os de carga instalada nos painéis, com maior evidência para o ensaio da Fase 4. Este facto é resultado do processo da aplicação não instantânea dos carregamentos, instalados de forma sequencial por colocação dos sucessivos pesos – lajetas e/ou sacos de cimento. Na prática, está-se perante o problema da sobreposição de efeitos de fluência, função dos vários incrementos de tensão aplicada associados às suas correspondentes durações, até ao nível de carga pretendido. Retomando o princípio de **Boltzmann** exposto no *§5.2.1.1*, a Figura 5.34 permite explicitar genericamente o fenómeno ocorrido, tomando uma representação discreta para o modo de solicitação, cuja soma das deformações resultantes de cada nível individual de tensão é dada pela deformação resultante dos vários níveis de tensão combinados na forma de somatório (ou de integral "hereditário" para solicitação em modo contínuo), *cf.* Eqs. (5.2) a (5.4). As deformações nos painéis para um dado instante *t* dependeram da "história" completa do seu carregamento, correspondente à soma de todos os efeitos até então ocorridos. Estes apresentaram as suas respostas não só em função do nível de solicitação final aplicado no instante (inicial) imediatamente após carga total –  $t_0$ , como também em função de toda a história do carregamento submetido ao longo do respectivo período de carga ( $t_i \rightarrow t_0$ ), variável de ensaio para ensaio.



Figura 5.34: Sobreposição genérica dos efeitos de fluência durante o carregamento dos painéis.

Como exemplo, poderá ser útil fazer a analogia entre a resposta dada pela sucessão de vários níveis constantes de tensão aplicada ( $\Delta \sigma_i$ ) e a resultante de um carregamento executado individualmente com lajetas colocadas sucessivamente ao longo do tempo, *cf*. Fig. 5.34. Nesse sentido, foi revista a necessidade de se proceder a uma correcção das deformações de fluência ocorridas durante os períodos de carga, crescentes com o nível e tempo submetidos naquele processo. Uma vez que se pretendeu estudar o fenómeno "puro" da fluência ( $\sigma = c^{te}$ ) apenas foram admitidos registos após concluído o processo de carga, *i.e.*, a partir do instante  $t_0$ . Desse modo, a referida correcção apenas foi exequível sobre os deslocamentos iniciais no instante  $t_0$ , tendo por referência a evolução da deformação no painel menos solicitado após  $t_0$ , *vd*. Tabela 5.6. À partida, é compreensível que os efeitos sobrepostos no decorrer dos carregamentos tenham exercido uma maior influência nos painéis mais solicitados do que nos menos carregados, estando-lhes, naturalmente, associados períodos de carga também mais longos.

Face aos níveis de tensão instalados, foi admitida a linearidade da sobreposição dos efeitos na correcção das flechas iniciais, relacionando directamente as deformações de fluência,  $\Delta \delta (\Delta t)_{ref}$ , obtidas no painel de referência sob uma tensão  $\sigma_{ref}$  (*ca.* 3%. $\sigma_u$ ), com as relações de carga,  $\sigma / \sigma_{ref}$ , associadas aos painéis submetidos a níveis superiores ao de referência. As deformações de referência foram naturalmente correspondidas nos instantes associados aos diferenciais de tempo,  $\Delta t_{ref}$ , decorrentes entre os períodos de carga do painel referencial e os dos painéis alvo de correcção. A Tabela 5.6 resume este procedimento correctivo, segundo os parâmetros envolvidos:  $\Delta \delta (\Delta t)_{ref}$ ,  $\sigma / \sigma_{ref}$  e  $\Delta t_{ref}$ . A evolução correctiva dos deslocamentos é representada nos diagramas da Figura 5.35, curvas  $\Delta \delta(t) - t$  e da Figura 5.36, curvas  $\phi_{\delta}(\%) - t$ .

]	FASE 4 – Painéi	s	Parâmetros	FASE 5 – Painéis			
<b>FCr.1</b> <i>ref</i> $[t_0 = 4,5 \text{ min.}]$			(sobreposição	<b>FCr.B</b> <i>ref</i> $[t_0 = 5 \text{ min.}]$			
<b>FCr.2</b>   6,1%	FCr.4   11,7%	FCr.5   5,3%	de efeitos)	<b>FCr.C</b>   6,1%	<b>FCr.D</b>   7,5%	<b>FCr.E</b>   9,0%	
2,03	3,92	1,77	σ/σ <sub>ref</sub>	2,11	2,59	3,12	
4 min.	15 min.	2 min.	$\Delta t_{ref}$	0 min.	2 min.	6 min.	
0,015 mm	0,035 mm	0,012 mm	$\Delta\delta(\Delta t)_{ref}$	0,000 mm	0,015 mm	0,025 mm	

Tabela 5.6: Parâmetros correctivos da sobreposição dos efeitos por fluência associados aos carregamentos.

Os intervalos de tempo associados aos carregamentos de cada painel foram obtidos com uma tolerância na ordem do minuto, por levantamento dos registos extensométricos efectuados na ponte digital para o efeito, em determinados instantes "notáveis" (inicial, final e intermédios). Faz-se também notar que toda a campanha decorrida por várias fases significou uma maior experiência adquirida nos processos de carga, repercutindo-se, por exemplo, em carregamentos mais céleres na última fase, com períodos de execução mais rápidos e próximos entre si, face a execuções anteriores similares (carga total e disposi-

ção de pesos estáticos). Por essa razão, tomando à partida as leituras directas (*cf.* Fig. 5.33), será logo de notar um efeito da fluência menos expressivo na Fase 5, em virtude da maior aproximação dos coeficientes de fluência nos vários painéis relativamente à maior dispersão registada inicialmente na Fase 4.



*Figura 5.35*: Curvas de fluência  $\Delta \delta(t) - t$ , corrigidas pelo efeito do carregamento: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.



*Figura 5.36*: Curvas de fluência  $\phi_{\delta}(t) - t$ , corrigidas pelo efeito do carregamento: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.

Deste modo, as deformações de fluência apresentam evoluções coerentes ao longo do tempo quer na sua forma absoluta (*cf.* Fig. 5.35), quer na sua forma normalizada (*cf.* Fig. 5.36) face às deformações iniciais, traduzindo-se respectivamente num afastamento e numa aproximação entre resultados dos vários painéis, em conformidade com os níveis de carga impostos.

Salienta-se que na dedução das parcelas diferidas não foram considerados os efeitos sobrepostos resultantes do carregamento do painel referencial ( $q_{ref} \pm 5,0$  kN/m<sup>2</sup> e  $t_0 \pm 5$  min.). Não obstante, a correcção levada a cabo neste âmbito pretendeu repor em iguais circunstâncias as deformações iniciais de todos os painéis que, não sendo puramente elásticas, incluem a deformação ocorrida por fluência durante o carregamento do painel "referencial". A Tabela 5.7 resume para cada painel os resultados em ordem aos deslocamentos – absolutos,  $\delta(t)$  e de fluência normalizada,  $\phi_{\delta}(t)$ , em períodos compreendidos entre o instante inicial (pós  $t_o$ ) e o final do ensaio (*ca.* 180 dias), incluindo ainda um comparativo entre flechas iniciais experimentais ( $\delta_0$ ) e elásticas analíticas para carga concentrada ( $\delta_{b,3P}$ ) e uniformemente distribuída ( $\delta_{b,4D}$ ).

Relembre-se que os valores das cargas aplicadas na Fase 5 foram estimados com base nas respectivas flechas impostas para o limite de *L*/575. Estes foram obtidos da formulação de viga de **Timoshenko** [**5.91**], considerando as constantes elásticas "efectivas" avaliadas globalmente nos painéis para condições em serviço a curto prazo:  $E_{ef} = 31,4$  GPa e  $G_{ef} = 2,8$  GPa ( $K_S = 0,24$ ), *cf.* **Capítulo 3** – §3.3.4. Na mesma Tabela 5.7 são apresentadas estimativas para o tempo decorrido (em dias) desde o início de cada ensaio até se ter atingido 90% do deslocamento em fluência identificado no final do mesmo (*ca.* 180 dias).

FA	FASE 4 – Painéis [vão   tensão]				FAS	se 5 – Painé	is [vão   ten	são]
<b>FCr.1</b> 1.500   3,0%	<b>FCr.2</b> 1.500   6,1%	<b>FCr.4</b> 1.500   11,7%	<b>FCr.5</b> 2.000   5,3%	$\delta(t) \mid \phi_{\delta}(t)$ [mm – %]	<b>FCr.B</b> 1.500   3,0%	<b>FCr.C</b> 2.400   6,1%	<b>FCr.D</b> 2.000   7,5%	<b>FCr.E</b> 1.500   9,0%
0,71	1,44	2,80	2,06	δ <sub>0,3P</sub>	0,70	3,31	2,92	2,16
0,87	1,77	3,43	2,57	$\delta_{0,\mathrm{UD}}$	0,86	4,15	3,64	2,65
1,65	2,40	4,08	3,61	$\delta_0$	1,45	5,45	4,72	3,35
1,66-0,5%	2,45-2,0%	4,26-4,4%	3,66-1,4%	$\delta_{(t=1min)}$	1,46-0,9%	5,48-0,6%	4,80-1,6%	3,45-3,2%
1,71-3,8%	2,50-4,1%	4,31-5,8%	3,72-3,2%	$\delta_{(t=1hora)}$	1,49-2,8%	5,61-2,8%	4,86-3,1%	3,50-4,5%
1,77-7,0%	2,54-6,0%	4,38-7,5%	3,80-5,2%	δ <sub>(t=1dia)</sub>	1,53-5,5%	5,72-5,0%	4,92-4,2%	3,55-6,0%
1,82-10,2%	2,62-9,4%	4,50-10,4%	3,89-7,9%	$\delta_{(t=30 dias)}$	1,57-8,5%	5,83-6,9%	5,04-6,9%	3,64-8,5%
1,83-10,6%	2,64-10,0%	4,53-11,1%	3,91-8,0%	$\delta_{(t=90 dias)}$	1,67-15,2%	5,95-9,0%	5,16-9,5%	3,70-10,3%
1,89-14,4%	2,68-11,4%	4,55-11,5%	3,98-10,2%	$\delta_{\mathrm{final}}$	1,74-19,7%	6,06-11,3%	5,24-11,0%	3,79-13,2%
104 dias	50 dias	25 dias	33 dias	90%.\$ <sub>final</sub> *	98 dias	93 dias	95 dias	125 dias

Tabela 5.7: Deslocamentos absolutos e de fluência normalizada para vários instantes dos painéis das Fases 4 e 5.

Intervalo de tempo relativamente ao final do ensaio (ca. 180 dias).
 3P – 3 pontos; UD – uniformemente distribuído.

Os resultados quantificados na Tabela 5.7 permitem efectuar um melhor enquadramento dos deslocamentos registados, dos quais resultam níveis de fluência relativamente reduzidos. Por uma análise mais detalhada, pode reiterar-se a conclusão anterior (qualitativa) sobre a variação da amplitude do fenómeno entre os regimes diferidos das duas fases, ao longo dos seus respectivos períodos, função das diferentes condições ambientais (sazonais). Por um lado, à Fase 4 corresponderam as maiores velocidades de crescimento da deformação nos períodos iniciais (*ca.* 30 dias), estabilizando em diante. Por outro, na Fase 5, o crescimento da deformação foi progressivamente constante, logo após a fluência ocorrida nos primeiros instantes (1 hora). A gama diferenciada entre os intervalos de tempo (nas duas fases) estimados para 90% do efeito final corrobora esta mesma análise quer em termos qualitativos (*cf.* Figs. 5.35 e 5.36) quer quantitativos (*cf.* Tabela 5.7). Não obstante, os coeficientes de fluência atingidos no final de ambas as fases (*ca.* 6 meses) foram sensivelmente próximos – média de 12%. Note-se porém que, ao fim do 1° dia, tem-se globalmente um registo percentual de cerca de 6%, *i.e.*, metade da deformação total de fluência ocorrida durante o ensaio desenvolveu-se nas primeiras 24 horas.



*Figura 5.37*: Curvas  $F - \delta$  do ensaio estático (3*PB*) e curvas  $q - \delta_0$  do ensaio de fluência (UDB).

No que concerne às componentes iniciais ( $\delta_0$ ), são assinaláveis diferenças significativas entre as flechas experimentais e as previsões analíticas correspondentes, tendo em conta a elevada deformabilidade "elástica" que foi registada nos painéis, *cf.* Tabela 5.7 e *vd.* Figura 5.37. Por exemplo, o conjunto de três painéis / vãos da Fase 5 apresentou uma flecha média de  $L/437 \pm 12$  mm, uma vez submetido para um limite teórico de deformação imposta de L/575 (desvio real  $\pm 15$  mm). As maiores variações relativas (máximo de 92%) dizem respeito ao menor vão, por sua vez também associadas aos níveis de carga mais reduzidos. Naturalmente que, para um mesmo nível de tensão actuante, os deslocamentos estimados para flexão a 3P são inferiores aos obtidos para modo de carregamento uniformemente distribuído.

Tal como reconhecido nos resultados dos ensaios estáticos, será natural que aquelas diferenças tenham sido devidas aos ajustes iniciais inerentes quer ao sistema de apoios, quer ao próprio modo de aplicação das cargas, em particular ainda mais pronunciado neste caso de ensaio com velocidades de carregamento mais lentas. Em concreto, tal significa que o comportamento dos painéis é não linear em fases iniciais, se em fluência forem admitidos múltiplos níveis de carga crescentes. Por essa razão, torna-se especialmente
sensível uma definição adequada da rigidez instantânea dos painéis ensaiados à fluência, à semelhança do estabelecido no comportamento estático por imposição de um intervalo de deformação limitado inferiormente em L/500. Nesse sentido, sobretudo, para efeitos de avaliação das propriedades viscoelásticas dos painéis, as constantes de rigidez instantâneas, derivadas dos deslocamentos iniciais, foram definidas por uma rigidez tangente característica no vão de ensaio, e não directamente por uma rigidez secante para um dado nível de carga imposto.

As propriedades de rigidez instantânea em flexão longitudinal "aparente" do ensaio à fluência (UD) podem ser consultadas na Tabela 5.8 e, igualmente, interpretadas no gráfico da Figura 5.37. Nesta representação da rigidez por curvas *Força – Deslocamento*,  $(F/q - \partial \delta_0)$ , são apresentadas complementarmente as respectivas componentes obtidas do ensaio estático (3P).

ENSAIO ES	TÁTICO – 3P	Vão	ENSAIO DIFERIDO – UD					
<b>Rigidez</b> [kN/m]	<b>Módulo</b> [GPa]	L [mm]	<b>Rigidez Exp.</b> [kN/m]	<b>Módulo Exp</b> . [GPa]	<i>dif</i> . [%]	<b>Módulo Teo.</b> [GPa]		
3.214	24,7	1500	<u>3.629</u>	<u>26,1</u> (+5,5%)	-1,5	26,5 (+6,9%)		
1.509	27,5	2000	1.184 / <u>1.250</u>	27,0 (-1,9%)	-5,5	<u>28,5</u> (+3,4%)		
934	29,4	2400	<u>620</u> *	29,3 (-0,4%)	0,0	<u>29,3</u> (-0,4%)		
Rigidez tangente "c L/500 e L/200 de s (cv. ± 4,3%, 1,6% e	contínua" entre éries de 4 painéis e 6,8% no vão)	Obs.	<i>L</i> =1.500 mm – rigidez tangente por regressão linear a 5 níveis. <i>L</i> =2.000 mm – rigidez tangente por regressão linear a 2 níveis. <i>L</i> =2.400 mm – $^{\bullet}$ rigidez assumida tangente a 1 nível.					

Tabela 5.8: Propriedades de rigidez em flexão longitudinal "aparente" do ensaio estático (3P) e diferido (UD).

Exp. - experimental; Teo. - teórico.

(+/- %) – diferenças entre módulos do ensaio diferido e estático.

Os parâmetros de rigidez foram obtidos, em ordem ao vão, da totalidade dos resultados iniciais – pares de valores  $(q, \delta_0)$ , resultantes de ambas as Fases 4 e 5. Obviamente que apenas foi considerada como adequada a rigidez tangente derivada de um ajustamento linear com base numa amostragem de resultados razoável na sua dimensão, como no caso do vão menor (1.500 mm) onde se incluíram os 5 registos experimentais. Tal facto torna-se evidente pelo elevado grau de aproximação entre propriedades de rigidez "aparente" experimental e teórico para aquele vão menor (*dif.* -1,5%). Por outro lado, a reduzida amostra para o vão seguinte (2.000 mm) não permitiu concluir sobre a tendência "real" da respectiva rigidez "aparente", embora esta se enquadre na gama de valores esperados (*dif.* -5,5%). Nesse sentido, optou-se por assumir uma rigidez tangente igual à respectiva componente "teórica" interpolada entre a dupla amostragem associada àquele vão intermédio. Por fim, em relação ao vão maior (2.400 mm), apenas se relacionou a única amostra com a rigidez teórica "aparente" obtida analiticamente para o respectivo modo de flexão. Os valores sublinhados na Tabela 5.8 identificam as propriedades assumidas. Excluindo efeitos diferidos durante os processos de carga, os painéis apresentaram um comportamento instantâneo mais flexível quando submetidos a carregamentos estáticos mais prolongados no tempo, tendo em conta as diferenças (*dif.*) negativas entre propriedades de rigidez experimental e teórica, incluindo uma mesma relação expectável para o maior vão. A esta constatação, logicamente, pode associar-se a influência das velocidades de carregamento na rigidez dos elementos, não se devendo, porém, descurar a incerteza do tratamento de dados resultante de uma amostragem experimental reduzida para o efeito. Além disso, provavelmente inerente aos procedimentos experimentais, a flexibilidade dos painéis parece acompanhar a ordem do vão – tanto mais elevada quanto maior a esbelteza, tendo em conta os crescentes diferenciais entre as propriedades expostas, *cf.* Tabela 5.8.

Dos dois diferentes tipos de ensaio, quanto ao modo de flexão e forma de carregamento, resultaram propriedades de rigidez "aparente" dos painéis bastantes próximas entre si, baseadas nas assumpções acima mencionadas. Comparando as constantes obtidas do ensaio estático (3P) com os valores teóricos do ensaio de fluência, associados a flexão e níveis de carga UD, pode reparar-se nas diferenças esperadas, em função do vão, entre aquelas propriedades, tal como indicado na Tabela 5.8 por meio de variações percentuais (%). Estas são justificadas pelas diferentes contribuições que a parcela da deformação por corte exerce em cada um dos modos de flexão, *i.e.*, a rigidez "aparente" (superior) em flexão UD aproxima-se da rigidez "aparente" (inferior) em flexão a 3P à medida que o vão aumenta, em virtude da deformabilidade por corte tender para um efeito menor no mesmo sentido. Também por esta ordem lógica, a par da incerteza experimental, corrigiu-se, da forma descrita, a rigidez aferida no vão 2.000 mm, onde será expectável manterem-se influências do corte com algum significado (*ca.* 15%).

Uma vez definida a rigidez tangente dos painéis nos três vãos de ensaio, está-se em condições de proceder à compensação dos respectivos deslocamentos registados ao longo do tempo, com base em translações horizontais ( $\Delta \delta$ ) das abcissas das rectas tangentes (lineares) até à origem da relação  $q - \delta_0$ , vd. Tabela 5.9.

FA	se 4 – Painé	is [vão   tensi	ão]	Flecha	FASE 5 – Painéis [vão   tensão]			
<b>FCr.1</b> 1.500   3,0%	<b>FCr.2</b> 1.500   6,1%	<b>FCr.4</b> 1.500   11,7%	<b>FCr.5</b> 2.000   5,3%	<b>δ</b> (t) [mm]	<b>FCr.B</b> 1.500   3,0%	<b>FCr.C</b> 2.400   6,1%	<b>FCr.D</b> 2.000   7,5%	<b>FCr.E</b> 1.500   9,0%
0,87	1,77	3,43	2,57	$\delta_{0,\text{UD}}$	0,86	4,15	3,64	2,65
1,65	2,40	4,08	3,61	$\delta_0$	1,45	5,45	4,72	3,35
	0,68		1,12	Δδ	0,68	1,39	1,12	0,68
0,97	1,72	3,40	2,49	$\delta_{0,corr}$	0,77	4,07	3,60	2,67

Tabela 5.9: Deslocamentos absolutos e de fluência normalizada para vários instantes dos painéis das Fases 4 e 5.

 $\Delta\delta$  - translação correctiva dos deslocamentos.

UD - uniformemente distribuído.

Analogamente ao identificando no ensaio estático (3P), ainda na Figura 5.37 são demonstrados os "desvios" que foram aplicados às flechas do ensaio de fluência (UD) relativamente àquelas que se obteriam sem a não linearidade dos ajustes iniciais, *i.e.*, em comparação às correspondentes deformações associadas aos níveis de rigidez linear "corrigidos". Em rigor, este procedimento não terá interesse acrescido numa análise de uma dada grandeza em termos absolutos, desde que estabelecida a devida "compensação" no caso de se preverem, por exemplo, estimativas a longo prazo sujeitas a comparações com tendências ajustadas por via experimental. Porém, facilmente se depreende que a "transferência" dos deslocamentos, função dos níveis da rigidez inicial tangente ("corrigidos"), terá repercussão na magnitude do fenómeno reológico, se abordado em termos de grandeza adimensional, *e.g.*, curvas de fluência  $\phi_d(\%) - t$ , *cf*. Fig. 5.38.

As curvas corrigidas "finais" apresentadas nos diagramas das Figura 5.38 (a) e (b), indicam um aumento absoluto dos coeficientes de fluência em cerca de 5%, embora naturalmente sob as mesmas formas evolutivas registadas anteriormente, *cf.* Figs. 5.33 e 5.36. Os intervalos de fluência antes registados, entre 5–10%, associados a ambas as fases, apresentam-se numa nova gama compreendida entre 10% e 17% (aumentos relativos de 50% a 100%). De igual modo, as excepções centram-se nos painéis FCr.1 e FCr.B, onde os aumentos absolutos tomaram proporções de 10% e 20%, respectivamente, para coeficientes  $\phi_{\delta}$  máximos de 1/4 (25%) e 2/5 (40%) ao fim de cerca de 6 meses em carga – o último sob especial reserva pela sua evolução atípica, conforme apontado no início da apresentação e análise dos resultados.



*Figura 5.38*: Curvas de fluência  $\phi_{\delta}(t) - t$ , corrigidas "finais": (a) Fase 4 e (b) Fase 5.

Note-se que este "*registo final*" resulta de processos correctivos efectuados devido aos efeitos de fluência sobrepostos durante os carregamentos diferenciados no tempo e aos ajustes iniciais nos processos de carga, com consequência directa nos níveis de rigidez instantânea (inicial). Embora de preponderância relativa, importa reforçar a importância que a última correcção dos deslocamentos (elásticos e diferidos) exerce na avaliação dos módulos de elasticidade instantâneos, individualizada ao painel, em conformidade com a grandeza das flechas iniciais, função do nível de tensão, bem como em qualquer tratamento das propriedades (visco)elásticas dos painéis.

### c) Extensões

As extensões a meio vão foram igualmente registadas até ao fim dos ensaios, sendo estas representadas (em "bruto", *i.e.*, valores lidos directamente) nos diagramas da Figura 5.39 (a) a (d) por meio de curvas da extensão total ao longo do tempo,  $\varepsilon(t) - t$ , para o conjunto de painéis ensaiados na Fase 4. Conforme referido, as variações térmicas ambientais exerceram uma forte influência na resposta dos painéis ao longo do tempo, tal como pode ser concluído pela observação das evoluções das extensões registadas nos painéis não carregados ("livres") de ambas as fases – Anexo D.6, *cf.* Fig. D.12 – FCr.3 e Fig. D.13 – FCr.A. Estes andamentos foram concordantes com as respectivas variações sazonais da temperatura ambiental, *cf.* Fig. 5.31 (tomando escalas temporais idênticas em cada fase). Nesse sentido, perante as evoluções atípicas dos registos (em "bruto") das extensões – curvas "directas", reviu-se a necessidade de corrigi-las termicamente com base nas extensões medidas no painel "livre" – curvas "corrigidas", igualmente sobrepostas na Figura 5.39. Com esta correcção térmica pretendeu-se retirar à deformação total ( $\varepsilon$ ) a deformação por variação térmica ( $\varepsilon_{aT}$ ), obtendo-se *a priori* uma extensão por fluência exclusivamente de natureza mecânica ( $\varepsilon_m$ ), assumindo a hipótese da sobreposição de efeitos:  $\varepsilon = \varepsilon_m + \varepsilon_{AT}$ . No mesmo Anexo D.6 podem ser consultadas as curvas respeitantes à Fase 5, *cf.* Figs. D.14 (a) a (d).



426



*Figura 5.39*: Curvas experimentais da extensão total ao longo do tempo,  $\varepsilon(t) - t$ , "directas" e "corrigidas" dos painéis da Fase 4: (a) FCr.1, (b) FCr.2, (c) FCr.4 e (b) FCr.5.

Para além do procedimento correctivo referido, procedeu-se a uma outra correcção das leituras em "bruto" – curvas "corrigidas" parciais da Figura 5.39 (a cor *púrpura*). Estas resultaram de uma correcção similar à anterior em que a parcela da extensão devida à variação térmica ( $\varepsilon_{AT}$ ) foi derivada da relação do coeficiente de dilatação térmica do material GFRP ( $\alpha = 12 \times 10^{-6}$  /°C) com a variação de temperatura registada no respectivo termopar instalado em cada painel ( $\Delta T_{.\#}$ ), através da seguinte relação:  $\varepsilon_{AT} = \Delta T_{.\#} \cdot \alpha$ . Nas curvas relativas à Fase 4, é ainda evidenciada a transição entre técnicas de medição das extensões (½ ponte com *dummy* para ¼ ponte), conforme atrás referido sobre os procedimentos desta fase, *cf.* Tabela 5.5-a. Analisando em conjunto ambas as fases (4 e 5), sujeitas a condições ambientais distintas (*cf.* Figs. 5.31 e 5.32), em nenhuma das situações foi possível concluírem-se registos extensométricos típicos do fenómeno diferido. Face aos tratamentos correctivos efectuados, não foi possível identificar uma explicação plausível para o sucedido, apesar das leituras em fases muito iniciais serem coerentes e próximas de estimativas obtidas analiticamente. Este resultado evidencia a necessidade do aperfeiçoamento da técnica de medição ou a utilização da extensometria mais adequada para medição em material pultrudido de GFRP.

#### 5.4.2 PREVISÃO ANALÍTICA DO COMPORTAMENTO À FLUÊNCIA EM SERVIÇO

O comportamento à fluência dos painéis em serviço foi estudado no domínio linear por via fenomenológica, com base no modelo semi-empírico de Findley, conforme se expõe na presente subsecção. Para o efeito, os resultados experimentais das Fases 4 e 5 foram aplicados em termos da extensão axial "teórica", determinada com base nas medições dos deslocamentos, uma vez que em ambas as fases a extensometria registada não assegurou um comportamento característico do material. A linearidade do regime de fluência associado ao modelo aplicado foi validada no §5.4.2.1, com base num diferente nível de aproximação na previsão das deformações. Os parâmetros modelados permitiram obter expressões de cálculo das extensões a longo prazo, independentemente do nível tensão instalado - §5.4.2.2. De seguida, no *§5.4.2.3* foram obtidas estimativas das extensões no tempo recorrendo à técnica de caracterização acelerada TSSP, acoplada à lei empírica estudada. Posteriormente, no §5.4.2.4, foram avaliadas as propriedades viscoelásticas à escala dos painéis, sob proposta de uma nova metodologia (diferida), extensível da preconizada na EN 13706:2002 [5.86] para caracterização dessas constantes (elásticas). Destes resultados foram quantificados coeficientes de fluência dos módulos viscoelásticos (flexão e corte), dos quais resultaram as curvas de fluência apresentadas no último §5.4.2.5. Estas foram estabelecidas na forma de coeficientes normalizados a vários anos, para análise do comportamento e verificação da segurança aos ELS a longo prazo do painel de GFRP submetido em flexão. Sempre que de interesse, os resultados são comparados às referências da literatura na matéria, incluindo de índole normativa.

#### 5.4.2.1 Modelação empírica dos parâmetros de fluência

A técnica utilizada para modelar por via empírica (**Findley**) o comportamento dos painéis, durante os tempos de ensaio, consistiu em representar os resultados da componente transiente das extensões "teóricas",  $\Delta \epsilon(t)$ , num gráfico de escalas logarítmicas (Log - Log) e obter a recta de melhor ajuste aos dados, através de regressão pelo Método dos Mínimos Quadrados (MMQ). Desta forma, os parâmetros  $n_e$  e  $m_e$  do modelo geral – Eq. (5.18), correspondem na expressão linear da Eq. (5.50) ao declive (expoente) e à ordenada para o instante de referência da unidade de tempo<sup>1</sup> (amplitude da componente transiente), respectivamente.

Let de Findley<sup>1</sup>..... 
$$Log(\varepsilon(t) - \varepsilon_0) \Leftrightarrow Log\Delta\varepsilon(t) = Log(m_e) + n_e \cdot Log(t / \tau_0)$$
 (5.50)

Nas Figuras 5.40 (a) e (b) são expostas as soluções gráficas das regressões lineares efectuadas sobre a série de resultados dos painéis das duas fases de ensaio (4 e 5). Logo de seguida, em correspondência, é efectuada a comparação entre as extensões de fluência "teóricas" ( $\mu$ m/m) e o resultado da aproximação desses valores a uma curva de fluência em extensão transiente,  $\Delta \epsilon(t) - Log t$ , seguindo o procedimento descrito e conforme se ilustra nas respectivas séries gráficas das Figuras 5.41 (a) e (b). A escala logarít-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $\tau_0$  - unidade de tempo: 1 hora, aplicada em todos os resultados experimentais.

mica na variável tempo permite perceber melhor a evolução da componente transiente nos períodos do ensaio. Por essa razão, foi adoptado aquele formato em grande parte das previsões a muito longo prazo (*e.g.*, estimativas anuais) efectuadas neste trabalho. Contudo, neste caso, para reforço de análises comparativas, no Anexo D.7 podem ser visualizadas as mesmas curvas (experimentais e regressões) da extensão de fluência,  $\Delta \epsilon(t) - t$ , em gráficos de escala normal, *cf*. Fig. D.15 – Fase 4 e Fig. D.16 – Fase 5.



*Figura 5.40*: Avaliação dos parâmetros,  $m_e e n_e$ , das curvas de ajuste de **Findley**: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.



*Figura 5.41*: Extensão de fluência,  $\Delta \epsilon(t) - Log t$ , experimental e prevista de **Findley**: (a) Fase 4 e (b) Fase 5.

Importa salientar que as regressões processadas não entraram em linha de conta com o primeiro registo da deformação (inicial –  $t_0$ ) dos painéis, quer os associados à correcção por efeitos de fluência nos carregamentos, quer os próprios de referência. Na prática, as funções *potência* foram ajustadas a partir do instante imediatamente a seguir –  $t_0^+$ , uma vez que, em rigor, seria necessário conhecer registos intermédios entre aquelas deformações, associadas ao intervalo  $\Delta t_{ref}$ , (*cf.* Tabela 5.6), que as "dilatou" na escala do tempo e, porquanto, ajustadas nesses períodos. Como mais à frente efectuado (diversas vezes), este procedimento não interferiu directamente na modelação do comportamento diferido, sendo apenas necessário restabelecer aquelas deformações iniciais "corrigidas" caso se pretenda a resposta à fluência (total) em termos absolutos.

De uma maneira geral, pode afirmar-se que a lei de **Findley** demonstra elevada capacidade na modelação do comportamento à fluência dos painéis pultrudidos, como seria expectável face ao reconhecimento científico da aplicabilidade daquela formulação em materiais poliméricos reforçados de natureza similar ao compósito em estudo. As curvas de ajuste proporcionadas por esta lei mostram uma forte concordância com os resultados experimentais, como se constata pela proximidade à unidade que tomam os valores dos coeficientes de correlação, *vd.* Fig. 5.40. Ressalva-se apenas os ajustes menos consistentes relativos aos painéis menos solicitados das duas fases, em destaque, uma vez mais, ao painel FCr.B ( $R^2 \approx 0,88$ ), em conformidade com o seu comportamento menos regular face aos restantes. As curvas que se observam nas Figuras 5.40 e 5.41 foram ajustadas por períodos claramente válidos à aplicação da lei, inerentes aos reduzidos níveis de carga – inferiores a  $12\%.\sigma_u$ . As previsões foram determinadas com base na totalidade dos registos no período completo do ensaio (*máx.* 4.200 horas), correspondentes às fases primária (I) e secundária (II) da fluência, embora não existindo um clara distinção acerca da transição entre os dois comportamentos reológicos, *i.e.*, transição para um período mais estável na evolução da deformação (Fase II).

Na Tabela 5.10 são resumidos os valores dos parâmetros de fluência  $\mathcal{E}_0$ ,  $m_e$  e  $n_e$ , que permitem definir, para cada caso, (*função* do nível de carga), a expressão geral de **Findley** para previsão do comportamento a longo prazo. Uma vez que se tratam de extensões estimadas com base nos deslocamentos, faz-se notar que uma modelação efectuada através desses registos conduziria a curvas análogas às obtidas anteriormente. Isto significa que as funções apresentam uma forma semelhante para um valor idêntico do exponente da potência,  $n_e \equiv n_d \Leftrightarrow n$ , alterando naturalmente as parcelas instantâneas e transientes dos deslocamentos (em *mm*). Essa modelação baseada nas flechas será resumida mais à frente atendendo aos respectivos parâmetros estimados, com interesse para a previsão do comportamento ao longo do tempo.

Fase – Painel		<b>Vão</b> [mm]	<b>σ   σ/σ</b> u [MPa   %]	<b>ε<sub>0</sub>   ε<sub>0</sub>+</b> [μm/m]	<b>m</b> e [μm/m]	$\mathbf{n_e} \equiv \mathbf{n_d}$ [-]	<b>R</b> <sup>2</sup> [-]
<b>4</b>	FCr.1		3,6   3,0% (1,0)	155   156 (1,0)	7,34 (1,0)	0,204	0,92
	FCr.2	1.500	7,4   6,1% (2,0)	275   280 (1,8)	8,95 (1,2)	0,186	0,95
FAS	FCr.4		14,3   11,7% (3,9)	543   566 (3,7)	14,56 (2,0)	0,168	0,98
	FCr.5	2.000	6,5   5,3% (1,8)	224   226 (1,5)	7,60 (1,1)	0,182	0,96
	FCr.B	1.500	3,6   3,0% (1,0)	123   124 (1,0)	5,13 (1,0)	0,221	0,88
E	FCr.C	2.400	7,4   6,1% (2,1)	254   256 (2,1)	6,49 (1,3)	0,196	0,93
FAS	FCr.D	2.000	9,1   7,5% (2,5)	324   328 (2,7)	7,45 (1,5)	0,193	0,95
	FCr.E	1.500	11,0   9,0% (3,1)	427   441 (3,6)	9,62 (1,9)	0,195	0,98

Tabela 5.10: Parâmetros de fluência estimados com base na lei de Findley para os painéis das Fases 4 e 5.

 $\mathcal{E}_0^+$  – extensão imediatamente seguinte à extensão inicial "corrigida",  $\mathcal{E}_0$ .

(-) factores incrementais.

Os valores reunidos na Tabela 5.10 mostram que os parâmetros  $\varepsilon_0/\varepsilon_0^+$  e  $m_e$  variaram consoante o nível de tensão aplicado, enquanto o expoente *n* parece, de facto, traduzir uma constante material. Na mesma tabela são indicados, por fase, factores incrementais para os parâmetros  $\varepsilon_0^+$  e  $m_e$ , em correspondência com o aumento do nível de carga. Em simultâneo, atente-se aos andamentos dos diagramas das Figuras 5.42 (a) e (b) respectivos à componente instantânea,  $\varepsilon_0^+$ , e à amplitude transiente,  $m_e$ , em função do nível de carga ( $\sigma/\sigma_u$ , %). Nesses mesmos gráficos são apresentadas curvas de melhor tendência (1° ou 2° grau), por fase de ensaio e/ou vão (traço *interrompido*) e globalmente (traço *contínuo*), de forma a melhor identificar a influência da temperatura naqueles parâmetros, bem como auxiliar na correlação com o nível de tensão e a ordem de esbelteza dos painéis. Recorde-se que as diferenças entre as condições de exposição nas duas fases de ensaio residiu, essencialmente, na variação da temperatura ambiente segundo evoluções sazonais praticamente opostas, reflectindo-se numa diferença relativa entre temperaturas ambientais médias de 3 °C ( $\Delta T_{a,méd}$ ), *cf*. Fig. 5.31 e Tabela 5.5-b.



*Figura 5.42*: Parâmetros do modelo de **Findley**, em função do nível de tensão  $\sigma/\sigma_u$  (%): (a)  $\varepsilon_0^+$  e (b)  $m_e$ .

Em conformidade com o discutido anteriormente, acerca da linearidade do comportamento inicial dos painéis ("corrigido"), as deformações instantâneas  $\varepsilon_0^+$  seguem uma relação directamente proporcional bastante próxima com o nível de carga e, naturalmente, concordante com os níveis de rigidez "aparente" dos painéis ensaiados nos três vãos. Por este último apontamento, não será claro que a tendência superior das deformações iniciais na Fase 4 em relação à Fase 5 se justifique, nesta situação instantânea de póscarga, por uma temperatura mais elevada (em início do ensaio). Porém, um diferencial inicial de cerca de 10 °C pode ter significado na rigidez instantânea de flexão dos painéis.

A amplitude transiente  $m_e$  apresenta uma tendência de menor linearidade que a componente inicial e numa razão não proporcional com a tensão. Embora os resultados do parâmetro pareçam estar de acordo com os pressupostos de base do modelo empírico, note-se que a ordem de grandeza dos valores obtidos nos níveis de carga mais reduzidos, (em destaque ao painel FCr.1 e FCr.B), parece desviar a linearidade da relação com o nível de tensão, tendo em conta as proporções relativas nos níveis acima. Além disso, muito mais evidente que no parâmetro  $\varepsilon_0^+$ , a superioridade de  $m_e$  na Fase 4 relativamente à Fase 5, de acordo com o nível de tensão, apontam para uma dependência das amplitudes transientes dominadas pelas temperaturas associadas aos períodos iniciais do ensaio, por sua vez em correspondência directa com a ordem das temperaturas médias relativas às duas fases. Esta observação vai de encontro com o reconhecido na literatura [5.30], em que o parâmetro  $m_e$  é fortemente condicionado pela temperatura em ensaios a vários níveis isotérmicos, tal como subjacente ao princípio TTSP.

No que respeita ao expoente *n*, resultou desta investigação um valor médio global relativamente reduzido –  $0,194 \pm 8\%$ , perante os coeficientes mais comuns referidos na bibliografia, *vd*. Tabela 5.11. Sob a tese de que o expoente representa uma constante ou classe material, importa desde já destacar a ligeira diferença entre valores médios obtidos na Fase 4 e Fase 5, respectivamente:  $0,185 \pm 8\%$  e  $0,201 \pm 7\%$ , *vd*. Fig. 5.43.

Autor [ <i>Ref.</i> "]	Ensaio	Elemento	n
Bank [5.31]		_	0,30
Bank et al. [5.25]		pórtico H	0,33 - 0,34
Sá et al. [5.73]	lexãc	provetes / viga I	0,30 / 0,31
Shao et al. [5.37]	щ	painel U	0,30 - 0,36
Mottram [5.26]		viga II	0,22
Bank [5.31]	são	_	0,25
McClure [5.35]	upres	provetes / coluna L	0,25 / 0,17
Scott et al. [5.36]	Con	provetes	0,23

Tabela 5.11: Valores do expoente n em vários estudos.

Em relação aos níveis de tensão, é possível notar uma relativa concordância dos valores entre fases, correspondendo, uma vez mais, aos painéis menos solicitados (FCr.1 e FCr.B) os expoentes mais elevados. De facto, as maiores taxas de crescimento verificadas nestes painéis em fluência são corroboradas pelos maiores expoentes estimados por *potências*, conduzindo a uma ligeira não linearidade ou menor constância daquele parâmetro em cada fase. Nesse sentido e analisando a Figura 5.43, a gama de tensões e vãos de ensaio não parecem preponderantes nas variações relativas que foram aferidas em cada fase e entre elas. Aliás, no caso em concreto, será até plausível que os painéis mais carregados se associem a expoentes ligeiramente menores, virtude do menor crescimento da fluência em fases mais estacionárias do efeito (secundária), por consequência das maiores sobreposições dos efeitos de fluência ocorridos durante esses processos de cargas mais morosos. Por esta razão, também se percebe que os expoentes representam em geral o comportamento diferido em regimes mais explícitos em Fase II do fenómeno. Deste modo, uma possível explicação para aquela variação pode associar-se ao facto do expoente reflectir as diferentes condições termohigrométricas a que estiveram sujeitos os painéis durante as duas fases experimentais, sobretudo no que respeita à temperatura (cf. Tabela 5.5). Em termos médios, os valores de *n* relacionam-se inversamente com os de  $T_a$  respeitantes às duas fases. Esta constatação aparentemente contraditória, da temperatura favorecer um comportamento diferido mais viscoso, toma significado se abandonada a interpretação global, com base em valores médios, e se considerada uma análise em termos de tendência. Nesse contexto, é compreensível a influência que as variações da temperatura ambiental podem exercer na modelação dos parâmetros da potência associadas aos períodos de ensaio, em especial no expoente n. Para tal, basta recordar as relações efectuadas anteriormente sobre a concordância entre as tendências da temperatura ambiental ao longo do tempo e das respostas diferidas registadas nos painéis. Dessa leitura percebe-se que a taxa de crescimento da deformação, responsável por condicionar o expoente, é acompanhada pelas variações da temperatura ocorridas no tempo, justificando o expoente mais elevado na Fase 5 (tendência ambiental crescente) face ao da Fase 4 (tendência ambiental decrescente), para uma ordem inversa das temperaturas iniciais e médias respectivas aos períodos das fases. Esta grandeza física, na qualidade de variável de ensaio, sazonalmente tendencial, parece exprimir a ideia de que o expoente é dominado pelas características de fluência do material, por sua vez influenciado pelas variações térmicas devido à natureza polimérica da sua matriz.

Das análises anteriores pode concluir-se que as respostas diferidas e respectivas modelações empíricas, por *funções potência*, podem tomar situações distintas consoante a abordagem do parâmetro *temperatu-ra*, quanto à sua magnitude e, sobretudo, variabilidade, num determinado período de tempo. Em suma, por um lado, será expectável que as respostas sejam ajustadas por diferentes parâmetros transientes, num dado ensaio isotérmico para diferentes níveis de temperatura constante. Por outro, num mesmo ensaio, para diversas gamas de temperatura diferencial, a modelação das respostas será dependente da variabilidade do expoente em função das respectivas tendências das taxas de deformação diferidas. Naturalmente, seriam necessários mais resultados para chegar a uma conclusão mais consistente sobre o valor do expoente *n*, considerando diferentes domínios ambientais – variáveis e constantes, recorrendo, por exemplo, a ensaios em ambiente de exposição controlada.

Por fim, importa comparar o expoente médio obtido no presente estudo com diversos valores de n publicados noutras investigações, com especial interesse na sua variabilidade relativamente ao tipo de solicitação e à escala do material ensaiado (laminado ou elemento). Embora seja de aceitação geral que o expoente da lei de **Findley** represente uma constante material, independentemente do nível de tensão (baixo a moderado) e das condições ambientais (normais), os principais trabalhos focados no estudo da fluência em pultrudidos apontam para dois grupos típicos de valores médios de n: (i) 0,23 – compressão e (ii) 0,33 – flexão, *vd*. Tabela 5.11. De facto, excluindo à partida o resultado de **Mottram [5.26]**, derivado de um ensaio de muita curta duração em elementos ligados por colagem, é de referir que aquela

diferença entre expoentes médios não é desprezável face ao tipo de solicitação. Tendo em consideração que as propriedades em compressão são mais dependentes das características da resina do que as em flexão, verifica-se no (i) grupo que o material ensaiado à compressão está associado a um comportamento menos viscoso do que relativamente ao do (ii) grupo em flexão. Para o elemento de laje analisado nesta campanha, o valor *n* obtido é próximo do intervalo de valores publicados relativo à compressão. As temperaturas relativamente baixas registadas no ambiente laboratorial podem justificar, em parte, aquela ordem de grandeza substancialmente reduzida.

Retomando o sentido de análise anterior, faz-se notar que os parâmetros de fluência, em particular o expoente, resultaram de regressões baseadas em amostragens mais densas nos seus períodos iniciais, que incluíram, por sua vez, flutuações bastante significativas dos níveis ambientais associados a cada fase / período sazonal. Neste contexto, os expoentes médios das duas fases são passíveis de se afastarem, segundo uma redução na Fase 4 e um aumento na Fase 5, no caso de se proceder a modelações associa-das a períodos de fluência mais estáveis por exclusão dos regimes iniciais, *i.e.*, seguindo uma maior con-cordância com a tendência mais realista da taxa de deformação diferida em Fase II.

Além do ponto anterior, podem associar-se eventuais factores de escala dos laminados das paredes finas  $(\pm 4 \text{ mm})$  que compõem a secção dos painéis. Com maior relevância, a própria arquitectura laminada do material representa um dos factores que mais pode contribuir para uma forte dependência do valor do expoente. Não obstante, o arranjo e a constituição compósita que foram possíveis de avaliar no material dos painéis (teor inorgânico de 66%), presumem-se enquadrados num domínio de produção corrente dos materiais pultrudidos, como referido no **Capítulo 3**. Do presente trabalho, falta a confirmação de parâmetros "puros" apurados em termos de extensão axial,  $n_e$ , e tangencial,  $n_g$ , comparando-os com os previstos através dos registos dos deslocamentos,  $n_d$ . Em todo modo, a componente do corte foi aferida por via indirecta (à escala do painel), cujo resultado principal facilita uma previsão analítica adequada do comportamento à fluência do painel com base no modelo empírico abordado.

### 5.4.2.2 Previsão das extensões a longo prazo

Uma vez estimados os parâmetros  $m_e$  e n, segundo o modelo empírico, é possível obter previsões a longo prazo das extensões em função do tempo, para um determinado nível de tensão, com base na formulação subjacente ao modelo (*cf. §5.2.2.1*). Nessa medida, foram determinados, em primeiro lugar, os valores das constantes materiais  $\varepsilon_0$ ',  $\sigma_{\varepsilon_0}$  m' e  $\sigma_m$  presentes na formulação "exacta", *cf.* Eq. (5.20). Para o efeito, foram considerados todos os resultados associados ao menor vão – 1.500 mm, à excepção do painel FCr.B<sup>1</sup> da Fase 5. Desta forma, procurou-se incluir o domínio mais abrangente possível da tensão aplicada ( $\sigma$ ), sob níveis mais intercalados entre si (múltiplos da carga de 5,0 kN/m<sup>2</sup>), para um mesmo vão –

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Exclusão do painel FCr.B por repetição da carga (3%) e pela resposta menos consistente face ao seu homólogo da Fase 4 (FCr.1).

regime de deformabilidade "aparente" do painel. As constantes referidas foram obtidas graficamente por reprodução das funções seno hiperbólico, *cf.* Eq. (5.19), correspondentes aos parâmetros instantâneo e transiente da extensão, como se mostra na Figura 5.44 (a) e (b), respectivamente. Seleccionaram-se, individualmente, os valores de  $\sigma_{\varepsilon}$  e  $\sigma_m$  de maneira a linearizar as curvas de  $\varepsilon_0^+$  e  $m_e$ , donde posteriormente resultaram os declives das rectas os respectivos valores das constantes  $\varepsilon_0$ ' e m'.



*Figura 5.44*: Avaliação dos parâmetros de fluência na formulação de **Findley**: (a)  $\sigma_{\varepsilon}$ ,  $\varepsilon_0'$  e (b) m',  $\sigma_m$ .

Por intermédio das relações de *senh* foi possível calcular os valores médios de  $\sigma_{\varepsilon}$  e  $\sigma_m$ , dos quais se podem obter os rácios  $\sigma'\sigma_{\varepsilon}$  e  $\sigma'\sigma_m$  para cada um dos níveis de tensão aplicados. Os valores máximos são respeitantes ao painel FCr.4, para o maior nível de carga (*ca.* 12%): 0,11 e 0,13, respectivamente. Os resultados de todas as constantes são apresentados em ambos os diagramas das Figuras 5.44 (a) e (b).

O grau de linearização para a componente transiente ( $m_e$ ) é menor que o aferido para a extensão inicial ( $\varepsilon_0^+$ ), tal como esperado, em virtude das relações daqueles parâmetros com o nível de tensão. Além da menor linearidade verificada na amplitude diferida, também se pode associar o valor respectivo ao painel FCr.E, que mais se desviou (inferiormente) da tendência das restantes amplitudes (Fase 4). Incluindo o valor médio do expoente *n* (0,189 ± 8%), estimado do mesmo conjunto de resultados, aquelas constantes podem ser usadas para prever a extensão total de fluência a longo prazo,  $\varepsilon(t)$ , aplicando ambas as expressão "exacta" e "simplificada" – Eq. (5.51), consoante o grau de aproximação admitido (**Findley**).

Expressão exacta

Expressão simplificada

$$\varepsilon(t) = 5.092 \cdot senh\left(\frac{\sigma}{127}\right) + 130 \cdot senh\left(\frac{\sigma}{112}\right) \cdot t^{0.19} \qquad \varepsilon(t) \approx \sigma \cdot \left[\left(\frac{5.092}{127}\right) + \left(\frac{130}{112}\right) \cdot t^{0.19}\right] \quad (5.51)$$

As Eqs. (5.51) permitem estimar as extensões totais nos painéis para os 4 níveis de carregamento – por exemplo, a estimativa "exacta" da extensão total de fluência no painel FCr.2 ( $\sigma/\sigma_u \approx 6\% \Leftrightarrow \sigma = 7,4$  MPa), às 1.000 horas, é de 326 µm/m, para um valor experimental de 312 µm/m.

Seguindo a mesma abordagem, na Tabela 5.12 são resumidos os valores estimados ("exactos") e experimentais ("teóricos") da extensão total de fluência,  $\varepsilon(t)$ , em cada um dos painéis, associado a um nível de tensão, em determinados instantes ao longo dos respectivos períodos de ensaio, mostrando-se também o intervalo percentual das diferenças relativas entre eles relativamente ao registo experimental ( $\Delta_{dij}$ ).

Painel   σ/σ <sub>u</sub>	FCr.1   3,0%	FCr.2   6,1%	FCr.E   9,0%	FCr.4   11,7%
<b>Tempo</b> [hora / dia]	<b>ε(t</b> ) [μm/m]	<b>ε(t)</b> [μm/m]	<b>ε</b> ( <b>t</b> ) [μm/m]	<b>ε</b> (t) [μm/m]
0+	156 – 146	280 - 295	441 - 442	566 - 572
1 hora	165 – 150	291 - 303	451 - 454	581 - 589
24 horas / 1 dia	174 – 153	298 - 311	459 - 465	592 - 602
720 horas / 30 dias	182 – 160	311 - 325	473 – 486	612 - 629
2.160 horas / 90 dias	183 – 163	314 - 331	483 - 496	616 - 642
<b>4.320 horas / 180 dias</b> $^{(1)}$	193 – 166	319 - 336	498 - 503	618 - 649
$\Delta_{dif}$	-15,0% a -5,9%	2,8% a 6,8%	0,1% a 3,5%	1,0% a 5,1%

Tabela 5.12: Estimativas "exactas" e registos experimentais da extensão  $\mathcal{E}(t)$ , para os painéis no vão de 1.500 mm.

**NOTA**: valores experimentais à esquerda – valores estimados à direita. <sup>(1)</sup> *t* máximo, variável em função do ensaio.

As diferenças entre valores estimados e experimentais foram relativamente reduzidas, com variações entre 0,1% a 15%, o que comprova a boa descrição dos resultados experimentais através de uma *função potência*, durante os períodos correspondentes às fases I e II da fluência. As maiores variações dizem respeito aos painéis menos solicitados (FCr.1 e FCr.2), podendo estas ser, facilmente, justificadas pelo desvio das suas componentes iniciais em relação ao correspondente parâmetro linearizado, função do nível de tensão, *i.e.*, estimativas subvalorizadas no painel FCr.1 menos rígido e *vice-versa* no painel FCr.2.

As observações anteriores podem ser acompanhadas mediante análise da Figura 5.45, que mostra as curvas obtidas para as estimativas "exactas" e "simplificadas" da extensão total de fluência no tempo,  $\mathcal{E}(t) - t$ , por um período de 50 anos, sob as quais se sobrepõem os valores experimentais em causa.

A diferença entre as previsões resultantes da aplicação das duas Eqs. (5.51), baseadas nos valores experimentais, pode ser considerada desprezável – média de 0,11% aos 50 anos. Com o aumento do nível de tensão, pertence naturalmente ao regime mais elevado o maior diferencial, *ca*. 0,22%. Note-se que as estimativas obtidas através da expressão simplificada do modelo – Eq. (5.51), à direita, apresentam uma evolução sempre inferior relativamente às previstas com base na expressão exacta – Eq. (5.51), à esquerda. Por esse motivo, considerando as estimativas simplificadas resulta, ainda que insignificante, uma melhor aproximação aos resultados experimentais, à excepção do *registo* no painel FCr.1. As previsões quase coincidentes entre as duas abordagens do modelo de **Findley** levam a concluir que, para o intervalo de cargas aplicado nesta campanha (*ca.* 3%-12%. $\sigma_u$ ), são válidas as simplificações introduzidas na formulação *linearizada* – Eq. (5.51), à direita. Desta forma, é possível obterem-se estimativas consistentes das deformações no tempo, com base em componentes de rigidez (ou flexibilidade) instantânea e transiente independentes do nível de tensão, como sejam as relações dadas entre as tensões aplicadas e os parâmetros de fluência ajustados de uma série de ensaios para vários níveis de carga.



Figura 5.45: Curvas de previsão da Extensão total de fluência – Tempo,  $\mathcal{E}(t) - t$ , para os painéis no vão 1.500 mm.

Embora tenha sido provada uma modelação adequada da lei empírica sobre o comportamento em flexão dos painéis, por um período aproximado de 4.200 horas, é importante realçar que esta conclusão está subjacente a níveis de solicitação relativamente reduzidos – 12% da resistência última. Neste ponto notese que, num estudo precedente do autor [**5.29**], foi possível constatar uma fraca aplicabilidade da modelação simplificada em material laminado solicitado em flexão até uma relação  $\sigma/\sigma_u$  de 0,6. Foi então recomendado para laminados pultrudidos que as cargas aplicadas em serviço não excedessem em 2/5 a tensão última em flexão, tendo em conta, também, a fase terciária que se desenvolveu (prematuramente) em comportamentos à fluência para factores de segurança material de 2.

Vale a pena sublinhar que a Eq. (5.51), assumida do modelo simplificado, seria igualmente aplicável na previsão das extensões dos restantes painéis, mas sob a limitação de uma *linearização* subestimada para a componente inicial. Comparativamente, os resultados teriam por resultado uma aproximação mais fraca, perante o aumento da ordem de esbelteza dos painéis – rigidez de flexão "aparente", não obstante uma tendência similar na consistência entre previsões "exactas" e "simplificadas".

## 5.4.2.3 Caracterizarão acelerada da fluência (TSSP)

Incluído nos objectivos propostos, o princípio da sobreposição tempo-tensão (TSSP) foi aplicado ao modelo de **Findley**, sobre a mesma série anterior de resultados – painéis solicitados entre 3% a 12% da tensão última. Tal como na anterior, esta selecção experimental deveu-se à quantidade de modelos representados pelos resultados no menor vão, num domínio mais lato das cargas aplicadas. Pretendeu-se correlacionar a variável tensão com o tempo, de maneira a equivaler respostas viscoelásticas a tensões elevadas à resposta linear para um dado nível de tensão mais reduzido, não obstante a frequente associação do princípio à viscoelasticidade não linear. Na prática, a aplicabilidade do princípio pode ser interpretada como um procedimento gráfico, por via da translação de curvas de fluência a níveis de tensão superiores até ao de referência adoptado a fim de coincidirem numa só curva. Esta curva – "*mestra*", derivada para o menor nível (referencial), permite modelar uma dada propriedade diferida para intervalos de tempo mais dilatados que os conhecidos das funções transferidas.

Na Tabela 5.13 são resumidos os valores dos factores de translação ( $a_V e a_H$ ) determinados com base nas Eqs. (D.7-1) do Anexo D.2, utilizando os resultados experimentais seleccionados. Foi estabelecido o nível de tensão mais reduzido (3%. $\sigma_u$ ) como condição de referência (FCr.1,  $\sigma_0 = 3,6$  MPa) à aplicação do princípio. O expoente assumido correspondeu à média dos valores *n* da série de curvas / níveis de fluência (0,189). Deste modo, a extensão  $\varepsilon(t)$  modelada nos três níveis superiores (*ca*. 0,06, 0,09 e 0,12 da relação  $\sigma/\sigma_u$ ), corresponde a essa propriedade ao nível de referência, mas para tempos muito superiores à duração dos ensaios, *i.e.*, superior ao período das curvas ajustadas. É possível verificar no factor  $a_V$  uma relação linear com o nível de tensão, ao contrário da derivada no factor  $a_H$  – conforme as relações interpretadas sobre as componentes instantâneas e transientes, respectivamente.

	Painel   ơ/ơu	FCr.1 <sub>ref</sub>   3,0%	FCr.2   6,1%	FCr.E   9,0%	FCr.4   11,7%
Factores	de $a_V$	1,00	1,80	2,83	3,64
translaçã	io a <sub>H</sub>	1,00	7,94	59,89	24,97

Tabela 5.13: Factores de translação vertical e horizontal para aplicação do princípio da sobreposição TSSP.

Na Figura 5.46 são apresentadas as curvas de fluência ajustadas para cada nível de tensão segundo a lei de **Findley**, modificada de acordo com o princípio TSSP, recorrendo aos parâmetros  $\varepsilon_0^+$  e  $m_e$  estimados no nível referencial. Desta forma, procedeu-se à transladação das três curvas a diferentes níveis de carga de modo a reproduzir a curva *mestra* que caracterize o comportamento à fluência na condição referencial. As curvas deslocadas encontram-se representadas a traço contínuo na Figura 5.45, podendo verificar-se uma sobreposição bastante razoável entre elas, embora com ligeiros desvios entre si.

Utilizando os registos experimentais a curto prazo é possível prever o comportamento à fluência do painel pultrudido por um período até, aproximadamente, 60 vezes superior à duração do ensaio – 215.546 horas, cerca de 29 anos. Num painel sob flexão a 3% da resistência última, tem-se como previsão última uma extensão 22% superior à correspondente parcela instantânea:  $\varepsilon(t=29 \text{ anos}) = 190 \,\mu\text{m/m}$ .



*Figura 5.46*: Curva mestra de previsão da *Extensão total de fluência – Tempo,*  $\varepsilon(t) - t$ , obtida segundo o TSSP.

A curva *mestra* resultante desta técnica de caracterização acelerada apresenta o seu maior desvio, ou variação, relativamente à curva ajustada para o nível referencial (previsão de **Findley**). Uma diferença máxima de 10% pode ser resultado do valor "sobrestimado" para a componente transiente ( $m_e$ ) no ensaio do painel de referência (FCr.1), em relação aos restantes parâmetros dos ensaios de maior solicitação. De facto, esta variação também se associa à relação entre os factores de translação horizontal e os níveis de tensão aplicados, que se reflecte numa tendência mais evidente pela não proporcionalidade entre o parâmetro  $m_e$  e o nível de carga.

Por último, salienta-se que a curva *mestra* derivada da campanha de ensaios representa o comportamento a longo prazo dos painéis sem considerar o efeito do envelhecimento físico do material. Este facto pode ser facilmente relacionado com a forma côncava que as curvas evidenciam em gráficos de escala logarítmica do tempo [5.38]. Por esta razão, aquela variação por um certo "abatimento" da curva *mestra*, também pode ser indicação de um efeito insignificante do envelhecimento nos resultados dos ensaios realizados por períodos de tempo relativamente curtos. Quanto maior for a duração dos ensaios maior será a probabilidade de captar aquele fenómeno físico numa curva *mestra*, contabilizando-o implicitamente nos resultados experimentais de longo prazo.

## 5.4.2.4 Propriedades viscoelásticas "aparentes" e "efectivas": a) – b)

Para determinação das propriedades de rigidez em função do tempo importa reter, em primeiro lugar, as relações directas – "*simplificadas*" entre as tensões aplicadas ( $\sigma$ ) e os parâmetros de fluência ( $\varepsilon_0/\varepsilon_0^+$  e  $m_e$ ) estimados individual e empiricamente por intermédio da *função potência*. Destas relações resultam os módulos de elasticidade independentes do tempo,  $E_0 e E_0^+ = \sigma/\varepsilon_0^+$  (instantâneo), e dependentes do tempo,  $E_t = \sigma/m_e$  (transiente), derivados da linearidade subjacente ao modelo simplificado de **Findley**, *cf.* Eq. (5.20). Na Tabela 5.14 são indicados os respectivos módulos de flexão ("aparentes"), para cada um dos painéis, bem como o rácio entre eles –  $\beta_{Ea} = E_t/E_0^+$ .

Série – Painel		Vão [mm]	<b>σ   σ/σ</b> u [MPa   %]	<b>ε<sub>0</sub>   ε<sub>0</sub>+</b> [μm/m]	<b>m</b> e [μm/m]	<b>n</b> [–]	$\mathbf{E}_0 \mid \mathbf{E}_0^+$ [GPa]	E <sub>t</sub> [GPa]	β <sub>Ea</sub> [–]
n/a	FCr.5	2.000	6,5   5,3%	224   226	7,60	0,182	28,8   28,5	849	30
	FCr.1		3,6   3,0%	155   156	7,34	0,204	23,4   23,4	495	21
IE 1	FCr.2	1 500	7,4   6,1%	275   280	8,95	0,186	26,8   26,3	823	31
SÉR	FCr.E	1.500	11,0 9,0%	427   441	9,62	0,195	25,8   25,0	1.146	46
	FCr.4		14,3   11,7%	543   566	14,56	0,168	26,3   25,2	980	39
média ± cv						0,19±8%	<b>25,0 ± 5%</b>	861 ± 32%	34±31%
n/a	FCr.B	1.500	3,6   3,0%	123   124	5,13	0,221	28,7   28,5	689	24
7	FCr.C	2.400	7,4   6,1%	254   256	6,49	0,196	29,3   29,1	1.147	39
ÉRIE	FCr.D	2.000	9,1   7,5%	324   328	7,45	0,193	28,2   27,9	1.228	44
$\mathbf{v}$	FCr.E	1.500	11,0   9,0%	427   441	9,62	0,195	25,8   25,0	1.146	46
n	nédia±cv					<b>0,20</b> ± 1%	27,3±8%	1.174±4%	43±8%

Tabela 5.14: Parâmetros de rigidez estimados com base na lei de Findley para os painéis das Fases 4 e 5.

 $E_0^+$  – módulo relacionado com a extensão  $\mathcal{E}_0^+$ , seguinte à extensão inicial "corrigida",  $\mathcal{E}_0$ . n/a – não aplicável.

O modo como se encontram tabelados os resultados, em duas séries, teve por finalidade distingui-los em coerência com as análises que lhes estão mais directamente associadas: (i) por níveis de tensão no vão de 1.500 mm e (ii) por vãos de ensaio no limite de flecha imposto de *L*/575. Por um lado, à série 1 corresponde o conjunto de resultados aplicados anteriormente na forma linearizada. Por outro lado, os resultados da série 2 são exclusivos da Fase 5, com interesse à avaliação das propriedades de rigidez "efectivas".

Os módulos de elasticidade iniciais ( $E_0$  ou  $E_0^+$ ) são naturalmente concordantes com os resultados analisados anteriormente sobre as deformações registadas (extensões / deslocamentos) no instante inicial, sujeitas às "correcções" processadas. Uma vez relacionados com a rigidez secante dos painéis, estes módulos instantâneos "aparentes" apresentam uma dispersão relativamente reduzida, para um dado nível de tensão e em função do vão, *cf*. Tabela 5.14. À semelhança e razão das análises anteriores, embora a modelação empírica das propriedades viscoelásticas tenha sido associada às deformações imediatamente a seguir à inicial "corrigida",  $\mathcal{E}_0^+$  (*i.e.*, a partir de  $\mathcal{E}_0$ ), os módulos iniciais "corrigidos" ( $E_0$ ) foram igualmente tomados em consideração no comportamento dos painéis, na qualidade de propriedade de rigidez instantânea inicial, propriamente dita – no instante  $t_0$ .

O módulo que caracteriza o comportamento em função do tempo ( $E_t$ ) apresenta uma dispersão de valores de maior significando, consequente das diferenças entre as correspondentes relações  $\varepsilon_0^+/m_e$  de cada painel analisado, *cf*. Tabela 5.14. Neste ponto, é claramente perceptível a diferença entre as duas séries, em consequência da linearidade mais fraca resultante da série 1, sobretudo inerente ao nível mais reduzido (FCr.1, 3%). Aliás, este facto está de acordo com a relação atrás analisada entre a amplitude transiente  $m_e$  e o nível de tensão, (*cf*. Fig. 5.42), sem descurar o módulo transiente do painel FCr.E (Fase 5), que afecta, por majoração, a tendência (menor) para a rigidez diferida na série 1.

Noutro sentido, as respostas dos painéis da série 2, sob níveis de tensão mais próximos entre si, resultam num regime linear mais ajustado por via da maior constância do módulo diferido  $E_t$ . Vale a pena notar que os módulos transientes obtidos globalmente<sup>1</sup> das duas séries (*e.g.*, média de 1.174 GPa na série 2) são bastantes próximos do indicado por **Bank [5.31]** para flexão – 1.241 GPa, *cf*. Tabela 5.2. Por fim, a relação  $\beta_{Eap}$  acompanha a ordem de grandeza dos módulos  $E_0^+$  e  $E_t$ , sendo fácil de relacionar a sua tendência para um valor constante nos painéis mais solicitados da série 1 e sob um desvio relativo nos painéis da série 2, em virtude da variação da rigidez "aparente" dos painéis neste último caso.

## a) Módulo de elasticidade em flexão "aparente" – $E_{ap}(t)$

Os módulos instantâneos  $(E_0^+)$  e os módulos transientes  $(E_t)$ , obtidos por painel (*cf.* Tabela 5.14), permitem modelar, individualmente, a rigidez de flexão dos painéis, em termos do módulo de elasticidade à idade *t*,  $E_{ap}(t)$ , aplicando a Eq. (5.51) anteriormente estudada, consequente da linearidade assumida na lei de **Findley**, *cf.* Eq. (5.20).

Em pormenor, as expressões que se seguem representam, no caso de estudo, o módulo à tracção em flexão "aparente" – Eq. (5.52), também adaptado segundo os conceitos do coeficiente de fluência,  $\phi_{Ea}(t)$ , e do factor de normalização (*redutivo*),  $\chi_{Ea}(t)$ , ambos do módulo de flexão – Eq. (5.53). À semelhança das conotações atribuídas no comportamento a curto prazo, os índices em *subscript* "ap" e "Ea" pretendem diferenciar as diversas variáveis associadas à rigidez de flexão "aparente" das intervenientes na rigidez "efectiva" – "ef".

 $<sup>^{1}</sup>E_{t}$  = 1.065 ± 163 GPa (global médio ± *dp*.), excluindo o módulo subestimado do painel FCr.1.

Módulo de elasticidade "aparente" à idade t..... 
$$E_{ap}(t) = \sigma / \varepsilon(t) \approx \frac{E_0 \cdot E_t}{E_t + E_0 \cdot t^n}$$
 (5.52)

$$M \acute{o} du lo \ E_{ap}(t) \ em \ função \ de \ \beta - \phi(t) - \chi(t) \dots E_{ap}(t) \approx E_0 \cdot \left| \frac{1}{1 + \left[ \left( \frac{E_0}{E_t} \right)_{\beta_{Ea}} \cdot t^n \right]_{\phi_{Ea}(t)}} \right|_{\chi_{Ea}(t)}$$
(5.53)

Deste modo, para cada painel de ambas as séries, são apresentadas na Figura 5.47 as curvas  $E_{ap}(t) - t$ , em conformidade com os tempos seleccionados na modelação dos respectivos comportamentos individuais dos painéis. Nas curvas estão identificados os valores dos módulos para o último instante da duração do ensaio, bem como as reduções percentuais face aos seus respectivos módulos instantâneos. Faz-se notar que cada uma das curvas determinadas corresponderia, na íntegra, às previsões que se obteriam aplicando a Eq. (5.45), preconizada na **ISO 899-2:2003 [5.90]**, após ajuste por *função potência*. Isto significa que os módulos derivados da Eq. (5.52) para os instantes correspondentes aos valores experimentais seriam ajustados por curvas idênticas às que se mostram na Figura 5.46. Esta equidade deve-se ao facto de no modelo terem sido utilizadas extensões "teóricas" calculadas com base nas flechas, por sua vez intervenientes no cálculo normativo dos módulos de elasticidade ao longo do tempo.



*Figura 5.47*: Curvas de previsão do módulo de elasticidade em flexão "aparente" à idade t,  $E_{ap}(t) - t$ .

A análise da Figura 5.47 permite reiterar algumas das observações apontadas atrás, acerca da variabilidade do parâmetro transiente da extensão. Pode verificar-se que as menores reduções de rigidez dizem respeito aos painéis mais solicitados, (em particular, os exclusivos à série 1), associados a amplitudes

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Os módulos  $E_0$  correspondem aos módulos  $E_0^+$  (relacionado com a extensão  $\mathcal{E}_0^+$ ), à excepção do módulo inicial no instante  $t_0$ .

transientes "subestimadas" relativamente aos painéis menos carregados. De facto, de acordo com os respectivos tempos de ensaio, as reduções mais significativas desenvolvidas nos módulos instantâneos são referentes ao painel FCr.1 (3%) e FCr.2 (6%). O primeiro chega a ultrapassar uma redução de 20% no fim do ensaio, enquanto o segundo, findo o mesmo período, atinge uma rigidez semelhante à verificada nos painéis superiormente solicitados da série 1 (FCr.E e FCr.4) para um valor inicial do módulo superior. Reduções numa mesma ordem de grandeza, entre 15% a 20%, seriam também facilmente deduzidas nos painéis FCr.5 e FCr.B (excluídos das séries analisadas). Do grupo de painéis da série 2 é possível verificar evoluções semelhantes entre os seus módulos  $E_{ap}(t)$ , atingindo reduções similares às 4.200 horas tendo em conta a gama variável das suas parcelas instantâneas (função do vão). A ligeira diferença entre expoentes da potência também se faz notar na evolução da rigidez no tempo, embora as tendências superior de *m* e inferior de *n* nos painéis da Fase 1 (ou mesmo da série 1) parecem, de certa forma, ser compensadas numa ordem inversa pelas correspondentes nos painéis da Fase 2 (ou série 2).

As duas curvas a traço escuro, que também se mostram na Figura 5.47, representam as previsões a 50 anos dos módulos de elasticidade "aparentes"  $E_{ap}(t)$ , associadas a cada série: (i) modelo *linearizado* da série 1 – Eq. (5.54), à esquerda, e (ii) modelo *médio* da série 2 – Eq. (5.54), à direita. Ambos os módulos, abaixo transcritos, foram modelados segundo a Eq. (5.53) pelas respectivas relações  $\beta_{Ea}$ .

Série 1 – modelo linear  

$$E_{ap}(t) \approx 25, 6 \cdot \left| \frac{1}{1 + \frac{t^{0,189}}{34}} \right|$$
 $E_{ap}(t) \approx 27, 8 \cdot \left| \frac{1}{1 + \frac{t^{0,195}}{43}} \right|$ 
(5.54)

O módulo geral linear a traço negro na Figura 5.47 foi estabelecido para os níveis de tensão da série 1 (3% a 12% de  $\sigma / \sigma_u$ ), com base nos módulos  $E_0^+$  e  $E_t$  "simplificados", independentes do nível de tensão, em proveito das relações entre os respectivos parâmetros linearizados instantâneos ( $\sigma_e / \varepsilon_0^+$ ) e transientes ( $\sigma_m / m'$ ). É nesta medida que, assumindo válida a hipótese da linearidade com o nível de tensão, aquelas componentes de rigidez implícitas na formulação "simplificada" de **Findley** intervêm na derivação da expressão geral para o módulo de elasticidade – Eq. (5.52). Esta, por sua vez, na forma Eq. (5.54), à esquerda, permite estimar, genericamente, o módulo por tempos suficientemente dilatados, para um qualquer nível de tensão – baixo a moderado.

O módulo médio a traço cinza na Figura 5.47 foi obtido directamente da expressão geral Eq. (5.52), tendo por base os valores médios dos parâmetros de rigidez ( $E_0^+ e E_t$ ) da correspondente série 2, também descrita na Eq. (5.54), à direita. Faz-se notar que os módulos instantâneos explícitos em ambas as Eqs. (5.54), conforme na Eq. (5.53), correspondem aos seus valores iniciais "corrigidos" –  $E_0$  no instante  $t_0$ , ao invés do módulo igualmente "corrigido" –  $E_0^+$  (mas a partir de  $t_0^+$ ) interveniente nas respectivas relações  $\beta_{Ea}$ . Como principal resultado, pode perceber-se a semelhança entre as evoluções dos módulos  $E_{ap}(t)$  dos dois modelos, com perdas de rigidez face à inicial praticamente similares a 50 anos (*ca*. 25%). A aplicabilidade da formulação geral "simplificada" para a previsão do módulo de elasticidade  $E_{ap}(t) - \text{Eq.}$  (5.52) ou Eq. (5.53), pode ser verificada comparando os valores resultantes nos tempos correspondentes a cada ensaio, com os registos experimentais, caso a caso, como procedido atrás graficamente na Figura 5.46. Em termos médios, as variações são mínimas, uma vez que o processo de linearização conduziu a valores dos módulos  $E_0^+$  e  $E_t$ , e a uma razão  $\beta_{Ea}$ , bastante consistentes com os valores médios daqueles parâmetros obtidos individualmente, *cf*. Tabela 5.14. Em cada ensaio / painel, as variações vão de encontro com as abordadas nas estimativas da extensão total de fluência (*cf*. Tabela 5.12), onde, uma vez mais, se pode constatar que o módulo  $E_{ap}(t)$  do painel FCr.1 sob a carga mínima, se afasta mais do estimado pela expressão geral – Eq. (5.52), do que nos restantes níveis de tensão superior.

Neste contexto, será também interessante perceber o resultado da aplicação das Eqs. (5.54), para idades até aos 50 anos, através da relação com o módulo de elasticidade inicial ( $E_0$ ) – factor de normalização do módulo de flexão "aparente" à idade *t*,  $\chi_{Ea}(t)$ , conforme vem representando na Figura 5.48.



*Figura 5.48*: Curvas de previsão do módulo de elasticidade "aparente" à idade t normalizado,  $\chi_{Ed}(t) - t$ .

No diagrama da Figura 5.48 está também ilustrado o conjunto de curvas,  $\chi_{Ea}(t) - t$ , obtidas para cada um dos painéis das duas séries, por igual período de anos. Distintas das evoluções gerais (traços negro e cinza), as curvas individuais repetem a aplicação da Eq. (5.52), por um longo período, utilizando os respectivos módulos ( $E_0^+$ ,  $E_t$ ) estimados das correspondentes modelações singulares do comportamento dos painéis. Destas curvas sobressai o desvio "natural" entre resultados experimentais, associados a cada nível de tensão, quando extrapolados a muito longo prazo. As variações são também facilmente perceptíveis perante os resultados resumidos na Tabela 5.14 (ao painel), tendo em conta as dispersões dos rácios  $\beta_{Ea}$  (ou  $E_t$ ) e, ainda que menos relevante, dos expoentes *n* da potência.

Da leitura conjunta das Figuras 5.47 e 5.48, pode reparar-se que a formulação geral, aplicada em modo linearizado ou mediano, consegue prever reduções do módulo inicial, a longo prazo, favoráveis em termos de segurança para os níveis a 9% e 12% da resistência última. Este facto contraria o cenário mais expectável de uma redução do módulo instantâneo contra a segurança nos níveis mais elevados da carga aplicada nos ensaios. Identificam-se nos níveis mais reduzidos previsões para uma redução da rigidez, a 50 anos, 20% inferior ao módulo reduzido estimado com base naquela formulação geral. Tal situação, como anotado, é consequente das elevadas componentes transientes ( $m_e \ E_t$ ) modeladas dos ensaios dos painéis menos solicitados – susceptíveis em menor grau aos efeitos diferidos acumulados nos processos de carga. Em termos adimensionais dos módulos, estima-se uma redução da rigidez de flexão do painel pultrudido multicelular entre, aproximadamente, 19–24% e 22–27% ao fim de 10 e 50 anos em serviço, respectivamente, consoante a série geral de resultados considerada *médio* ou *linear*.

As dispersões relativas entre os módulos individuais *normalizados* das duas séries, incluindo os módulos "generalizados" entre elas, tornam conveniente estabelecer uma metodologia prática que permita obter módulos em flexão para um dimensionamento a longo prazo do lado da segurança. Mais à frente, propõem-se formulações simples para os coeficientes de fluência (rigidez), também combinados pelas deformações devidas ao esforço transverso ("efectivos").

# b) Módulos de elasticidade e de distorção em flexão "efectivos" – $E_{ef}(t)$ , $G_{ef}(t)$

Com base nas deformações dos painéis da série 2 (Fase 5), procurou-se determinar os módulos de elasticidade e de distorção "efectivos" dos painéis durante os períodos de ensaio, procedendo-se à modelação empírica dessas propriedades ao longo do tempo –  $E_{ef}(t)$  e  $G_{ef}(t)$ . Para o efeito, propôs-se a aplicação das metodologias experimentais definidas na **EN 13706:2002 [5.86]**, para caracterização das constantes elásticas, estendidas ao domínio viscoelástico e adaptadas ao modo de flexão. As Eqs. (5.55) representam a formulação modificada no domínio do tempo, derivada dos Métodos A e B da norma, análoga à abordagem traduzida no **Capítulo 3** para as propriedades instantâneas do painel (*cf.* Anexo B.6).

#### Método A (EN 13706:2002)

#### Método A (EN 13706:2002)

$$\left[\frac{\delta(t)}{q}\right] \cdot \frac{1}{L^2} = \frac{C_1}{\underbrace{E_{ef}(t) \cdot I}_m} \cdot L^2 + \frac{C_2}{\underbrace{K_s \cdot G_{ef}(t) \cdot A}_b} \left[\frac{\delta(t)}{q}\right] \cdot \frac{1}{L^4} = \frac{C_1}{\underbrace{E_{ef}(t) \cdot I}_b} + \frac{C_2}{\underbrace{K_s \cdot G_{ef}(t) \cdot A}_m} \cdot \frac{1}{L^2} (5.55)$$

Os factores  $C_1$  e  $C_2$  presentes nas Eqs. (5.55) estão naturalmente associados ao modo de flexão para carga distribuída (*q*), num modelo de viga simplesmente apoiada da teoria de **Timoshenko** [5.91].

As constantes *I*, *A* e  $K_s$  mantêm o mesmo significado geométrico atribuído ao nível da secção original do painel de *referência*. Na formulação foram utilizados os deslocamentos,  $\delta(t)$ , registados durante o ensaio nos três vãos, *L* (1.500 mm, 2.000 mm e 2.400 mm) dos respectivos painéis (FCr.E, FCr.D e FCr.C) submetidos a uma carga constante *q*, para uma relação de flecha imposta de *L*/575, *cf*. Tabelas 5.4 e 5.5. Recorde-se que, na realidade, aquele limite reflectiu uma maior flexibilidade inicial dos painéis – *L*/437  $\pm$  12 mm (pelas razões já apontadas).

Os diagramas das Figuras 5.49 e 5.50 (Métodos A e B) representam, genericamente, a resolução tridimensional da metodologia "diferida" proposta, onde se reproduziram regressões lineares nos três vãos segundo uma terceira variável independente – t (tempo).



Figura 5.49: Avaliação gráfica dos módulos viscoelásticos  $E_{ef}(t) \in G_{ef}(t)$  – Método A.



Figura 5.50: Avaliação gráfica dos módulos viscoelásticos  $E_{ef}(t) \in G_{ef}(t)$  – Método B.

A quantidade de valores aferidos para os módulos "efectivos" ao longo do tempo perfaz o número de regressões produzidas em cada instante *t*, seleccionado em correspondência com os deslocamentos conhecidos dos respectivos ensaios / vãos. Porém, estes valores experimentais nem sempre foram registados no tempo em instantes precisamente coincidentes entre eles, tendo sido necessário efectuar uma selecção das leituras  $\delta(t)$  correspondentes aos instantes *t* comuns ou bastante próximos, entre si, nos três painéis (vãos). Por essa razão, este pré-processamento dos dados resultou numa discretização experimental no tempo um pouco mais reduzida que as habituais amostragens das análises dos resultados anteriores. Consoante o método – Eqs. (5.55), os módulos resultaram do declive (*m*) ou da ordenada na origem (*b*) das regressões lineares entre a variável dependente – ordem à flexibilidade função do tempo ( $/F(t) = \delta(t)/q$ ) e a variável independente – ordem ao vão (*L*), conforme ilustrado nas Figuras 5.49 e 5.50.

Os módulos de elasticidade e de distorção viscoelásticos que foram assumidos corresponderam aos valores médios dos respectivos módulos obtidos por aplicação simultânea das duas metodologias expostas. Embora ambos os métodos sejam idênticos, analiticamente, em termos de análise numérica as regressões repercutiram-se em valores diferenciados. Não obstante, neste caso diferido, o tratamento revelou-se menos sensível quando comparado ao resultante da aplicação dos resultados estáticos (inclusive na Fase 2 a 5 vãos de ensaio, *cf.* **Capítulo 3** – §3.3.2.4), à excepção da avaliação inerente ao período inicial – primeiros 60 minutos. Na prática, a diferença entre os métodos reside na reformulação da expressão função do tempo do teoria de viga, mediante a ordem de grandeza do vão (*L*), tal como procedido no caso elástico.

Nas Figuras 5.51 e 5.52 mostram-se respectivamente as evoluções dos factores de normalização –  $\chi_E(t) = \chi_G(t)^{-1}$  e dos coeficientes de fluência –  $\phi_E(t) = \phi_G(t)^{-1}$  dos módulos de flexão e de corte "efectivos", em função do tempo (experimental).



*Figura 5.51*: Factores de normalização "ef"  $\chi_E(t) \in \chi_G(t)$ . *Figura 5.52*: Coeficientes de fluência "ef"  $\phi_E(t) \in \phi_G(t)$ .

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Por simplicidade, os factores e coeficientes de fluência "efectivos" são apenas referenciados pelos respectivos índices em subscript "*E*" e "*G*", dispensando o índice "*ef*". Deste modo, continuam a distinguir-se dos "aparentes" conotados com "*Ea*".

Em primeiro lugar, registe-se os valores de  $E_{ef,0} = 32,1$  GPa e  $G_{ef,0} = 2,30$  GPa, referentes aos módulos instantâneos no instante inicial  $t_0$ , correspondente a um rácio anisotrópico de 14. Note-se que estes valores, bem como os diferidos, resultaram dos registos dos deslocamentos "corrigidos" nos modos procedidos (inicialmente por efeito de fluência nos carregamentos e continuadamente no tempo pela rigidez secante). Importa, desde já, salientar a elevada aproximação dos módulos iniciais aos elásticos obtidos dos ensaios estáticos por aplicação das mesmas metodologias experimentais na respectiva gama de vãos:  $E_{ef} = 33,4$  GPa e  $G_{ef} = 2,25$  GPa ("longos" – 1.500 mm a 2.400 mm). Em ambos os casos, a rigidez de corte foi assumida com base no factor de **Timoshenko**  $K_S$  ("correctivo"); em vez da "simplificada" por intermédio de uma área de corte igual à área das almas da secção – neste caso, módulos  $G_{ef}$  inferiores (*ca.* 2,0 GPa). Recorde-se que relativamente à gama de vãos mais ampla, entre 800 mm e 2.400 mm, os respectivos módulos  $E_{ef}$  e  $G_{ef}$  obtidos tomaram os valores de 31,4 GPa e 2,8 GPa. Procedendo a uma análise comparativa directa entre efeitos que o esforço transverso introduz na deformação total, facilmente se pode perceber que se verificou, em termos elásticos, uma menor contribuição resultante do ensaio de fluência (UD) face à aferida do ensaio estático (3P), considerando a mesma gama de vãos e respectiva rigidez ("aparente" e "efectiva"). Estes encontram-se quantificados mais à frente, a par dos diferidos.

Em termos evolutivos, a análise das Figuras 5.51 e 5.52 permite concluir andamentos diferidos próximos da forma de *funções potência*, verificando-se uma redução mais acentuada no módulo de corte que no de flexão, respeitante ao período do ensaio. As perdas de rigidez são bastante mais significativas logo nos instantes iniciais (24 horas), sobretudo no que se refere ao módulo de distorção (2,0-2,5 vezes superior). Porém, este último apresenta um andamento diferido com velocidades de decrescimento ligeiramente inferiores à evolução referente à deformabilidade por flexão. Como seria expectável, o módulo de distorção revelou-se menos consistente na sua tendência evolutiva face ao andamento do módulo de elasticidade. Observando ambos os diagramas, determinam-se no instante final, (*ca.* 4.000 horas), módulos  $E_{ef} = 28,4$  GPa e  $G_{ef} = 1,84$  GPa (anisotropia de 15,4), correspondendo a coeficientes de fluência "efectivos" de  $\phi_E = 0,13$  e  $\phi_G = 0,25$ . Comparativamente aos coeficientes "aparentes" (média global de 0,13), os valores são concordantes em termos de flexão, sendo de assinalar o dobro do coeficiente de corte relativamente ao de flexão findo o período experimental. Perante a ordem de grandeza dos coeficientes, percebe-se, uma vez mais, o efeito relativamente reduzido sofrido pelos painéis em fluência, associado às condições termohigrométricas do meio, em especial sob baixas temperaturas.

Para a modelação da rigidez "efectiva" em função do tempo, procurou-se seguir a via empírica abordada segundo a lei de potência de **Findley**. Nesse sentido, o diagrama da Figura 5.52 foi formatado num gráfico de escalas bi-logarítmicas (Log - Log) de forma a obterem-se as funções lineares de melhor ajuste às tendências dos coeficientes de fluência segundo curvas de potência, *vd*. Figura 5.53. Estas são caracterizadas por uma amplitude transiente e um expoente, cujos valores se encontram assinalados na Figura 5.53 para cada função do tempo dos coeficientes  $\phi_E(t)$  e  $\phi_G(t)$ . Por outro lado, na Figura 5.54 podem ser

observados os andamentos dos *rácios* dos módulos de flexão e de corte,  $\beta_E(t)$  e  $\beta_G(t)$ , associados ao mesmo período experimental. Estas relações foram derivadas dos respectivos coeficientes – Eqs. (5.56), assumindo a formulação linearizada de **Findley** para os módulos viscoelásticos, *cf*. Eqs. (5.22) e (5.23).

Rácio dos módulos de flexão

Rácio dos módulos de corte

$$\beta_{E}(t) \approx \frac{t^{0,20}}{\phi_{E}(t)} = \frac{E_{ef,t}}{E_{ef,0}} \qquad \qquad \beta_{G}(t) \approx \frac{t^{0,20}}{\phi_{G}(t)} = \frac{G_{ef,t}}{G_{ef,0}} \qquad (5.56)$$

Subjacente ao modelo linear de **Findley**, o registo médio de cada *rácio* ( $\pm cv$ .) é também descrito no diagrama da Figura 5.54, de modo a quantificar e relacionar os parâmetros de fluência em flexão e ao corte, nomeadamente os correspondentes aos módulos transientes –  $E_{ef,t}$  e  $G_{ef,t}$ , que podem ser assumidos constantes independentemente do nível de tensão instalado (não elevado). Na prática, estes parâmetros, bem como as próprias relações  $\beta$ , estão directamente relacionados por uma potência, tal como exposto no módulo "aparente"  $E_{ap}(t)$  por via das relações deduzidas na Eq. (5.53), cujo expoente foi assumido igual em flexão e ao corte – n = 0,195 (valor médio estimado da série de painéis da Fase 5).

À semelhança das observações directas anteriores, a menor consistência do módulo  $G_{ef}(t)$  aferido no período experimental pode ser interpretada da análise dos diagramas das Figuras 5.53 e 5.54.



*Figura 5.53*: Curvas de tendência linear dos coeficientes de fluência  $\phi_E(t) \in \phi_G(t)$ , em escala bi-logarítmica.

*Figura 5.54*: Relações entre os módulos transientes e os módulos instantâneos "*ef*"  $\beta_E(t) \in \beta_G(t)$ .

Em virtude da elevada sensibilidade na avaliação de  $G_{ef}(t)$  nas primeiras 24 horas, a par da sua forte redução, as curvas de regressão da Figura 5.53 apenas foram ajustadas a partir daquele período, consequente também nas correlações  $R^2 \approx 0,70$ . No entanto, pode concluir-se que ambas as componentes de rigidez "efectivas" apresentam tendências similares nas suas evoluções, sob a forma de potência com expoentes relativamente próximos entre si. As variações na ordem de grandeza da amplitude transiente e as próprias ligeiras diferenças entre expoentes dos coeficientes de fluência vão de encontro às observações descritas atrás sobre o andamento dos respectivos factores  $\chi_{ef}(t)$  e coeficientes  $\phi_{ef}(t)$ , *cf*. Fig. 5.51 e 5.52.

Importa, porém, destacar que o módulo de flexão seria ajustado razoavelmente desde os instantes iniciais (inferior à 1<sup>a</sup> hora), segundo correlações bastante mais próximas da unidade e, por sua vez, para um expoente da potência concordante com o estimado da série dos mesmos painéis (*ca*. 0,20). Embora a tendência do módulo transversal não tenha sido claramente capaz de ser ajustada nas primeiras horas por uma *função potência*, o restante período de ensaio contabilizado na modelação empírica (*ca*. 5,5 meses) permitiu estabelecer relações entre os correspondentes módulos transientes e instantâneos de valor constante –  $\beta_E$  e  $\beta_G$ , tal como se ilustra na Figura 5.54. Estas relações lineares serão assumidas na simulação da rigidez "efectiva" a longo prazo, conduzida em resultado por um *rácio* entre efeitos de flexão e corte de valor igualmente constante:  $\lambda = 2,7$  – relação entre parâmetros  $\beta_E/\beta_G$ . Este último também pode ser percebido pela relação inversa entre os respectivos coeficiente de fluência,  $\phi_G(t)/\phi_E(t)$ , mantida constante no tempo. Por seu turno, faz-se notar que a mesma relação poderá ser abordada em termos da razão do grau anisotrópico transiente ( $E_d/G_t = 37$ ) com o instantâneo ( $E_d/G_0 = 14$ ).

Com base nas assumpções descritas, implícitas no modelo linear de **Findley**, a Figura 5.55 demonstra a previsão dos referidos módulos "efectivos" na forma normalizada para idades até aos 50 anos,  $\chi_E(t) \in \chi_G(t)$ , juntamente com o módulo de flexão "aparente" normalizado,  $\chi_{Ea}(t)$ , resultante da modelação anterior sobre a série 1 (*geral linear*) e a série 2 (*geral médio*), *cf*. Fig. 5.48.



Figura 5.55: Curvas de previsão dos módulos "efectivos" e "aparente", em flexão, normalizados à idade t.

Ainda no mesmo diagrama da Figura 5.55, sob as curvas de previsão, encontram-se dispostos os valores da rigidez "efectiva" avaliada com base na metodologia experimental normativa reformulada, desde o

período inicial do ensaio, em particular a partir da 1ª hora. De acordo com o postulado atrás, a modelação linear assumida a partir das 24 horas apresenta uma melhor correlação no que se refere ao factor de flexão  $\chi_E(t)$  do que relativamente ao factor de corte  $\chi_G(t)$ , tendo em conta uma representação experimental integral. Claramente se depreende uma simulação subestimada para a deformabilidade por corte no 1º dia, onde a rápida redução do módulo de distorção se afasta da respectiva curva de tendência (potência).

Comparativamente aos valores iniciais dos módulos "efectivos", os resultados apontam para uma redução da rigidez de flexão e de corte do painel de 12% e 26% no 1° ano e de 22% e 43% aos 50 anos de idade, respectivamente. Em termos desta grandeza adimensional, resulta no módulo de distorção,  $G_{ef}(t)$ , uma redução em cerca do dobro da relativa ao módulo de elasticidade,  $E_{ef}(t)$ , no período afecto à previsão.

Embora as relações entre os módulos de flexão "aparentes",  $\beta_{Ea}$ , e "efectivos",  $\beta_E$ , sejam praticamente coincidentes (43–44), associadas à mesma série 2 de resultados, os respectivos módulos transientes ( $E_t$ ) diferem em cerca de 18%, sendo mais elevado o correspondente "efectivo" (1.424 GPa). Esta situação significa um efeito da deformabilidade por corte *transiente* de 17,6%:  $[1-E_{ap,t}/E_{ef,t}]$ .100%. Por este motivo, justifica-se naturalmente a estimativa mais condicionante no factor de flexão normalizado "aparente" quando comparada à correspondente do factor "efectivo".

Porém, como medida mais realista da quantificação da influência do corte, na deformação total em fluência, interessa avaliar a relação entre os respectivos módulos de flexão à idade t:  $[1-E_{ap}(t)/E_{ef}(t)]$ .100%. Esta parcela chega a atingir por fluência um nível aproximado de 16,8%, consistente e ligeiramente crescente desde o período de ensaio (máximo 18%) até às idades de previsão a 50 anos, face a um contributo de 13,5% em relação ao carregamento inicial. Note-se que esta parcela instantânea foi aferida no ensaio estático (3P) por uma contribuição de 12,5% para um vão de 2.000 mm, a que corresponde um módulo em flexão sensivelmente próximo do respectivo valor médio obtido da formulação geral da série 2. Uma vez cingir-se a um dos poucos estudos no âmbito, importa referir que a magnitude do efeito do corte obtida do ensaio à fluência vai de encontro com a ordem relatada por **Shao** e **Shanmugam [5.37]**.

Conclusões homólogas às mencionadas em cima podem ser retiradas se a análise considerar a previsão do módulo de flexão "aparente" proveniente da série 1, associadas à respectiva ordem de grandeza dos (novos) parâmetros transientes – *formulação geral linear*, no vão de 1.500 mm. O efeito da deformabilidade por corte é mais pronunciado em termos diferidos, notoriamente crescente no tempo até a um nível de 27,3% no período máximo estimado (50 anos), perante um valor inicial de 20,3%. Uma vez mais, relembre-se que do ensaio estático (3P) obteve-se uma contribuição instantânea naquele vão de 21,4%. Ressalve-se que os comparativos atrás efectuados, sobre os efeitos do corte, em relação ao ensaio estático, dizem respeito a uma rigidez "aparente" e "efectiva" avaliada numa gama de vãos mais dilatada que a referente ao ensaio de fluência. Porém, caso se procedesse a uma análise no mesmo domínio de vãos, aqueles efeitos também não seriam directamente comparáveis em virtude dos diferentes modos de flexão dos ensaios. Embora esta diferença se traduza em deformabilidades por corte diferenciadas – mais reduzidas no ensaio "distribuído" (fluência) que no "concentrado" (estático), não deixa de constituir importância a elevada influência que a contribuição do efeito do corte pode representar na deformação total do painel se avaliada em termos diferidos e, também, comparada em relação à sua contribuição inicial sob correspondência das mesmas condições de solicitação em flexão.

Uma vez simulada a rigidez diferida "aparente" e "efectiva" dos painéis, importa ainda estabelecer expressões simples de aplicabilidade prática para os coeficientes de fluência, a fim de permitir um dimensionamento a longo prazo do lado da segurança não excessivamente conservador.

## 5.4.2.5 Proposta de coeficientes de fluência (rigidez)

Perante a variabilidade relativa entre a rigidez "aparente" e "efectiva" estimadas anteriormente, associada à incerteza experimental inerente, do ponto de vista da engenharia civil, reveste-se de conveniência a necessidade em fixar uma expressão prática para a avaliação dos módulos à idade t - E(t) e G(t). Nesse sentido, a Eq. (5.57) que se segue traduz a modelação realizada para os factores de normalização,  $\chi_M(t)$ , e coeficientes de fluência,  $\phi_M(t)$ , dos referidos módulos diferidos (M = E ou G), tendo por base o modelo linear de **Findley**. Conforme assumido da modelação, o coeficiente relativo ao corte,  $\phi_G(t)$ , relaciona-se directamente com o de flexão,  $\phi_E(t)$ , por uma constante  $\lambda$  aproximada no escalar 2,7.

Factor de normalização dos módulos efectivos .... 
$$\chi_M(t) = \frac{1}{1 + \phi_M(t)} \bigg|_{M=E,G}; \phi_G(t) = \lambda \cdot \phi_E(t)$$
 (5.57)

As propostas para os coeficientes encontram-se expressas na Tabela 5.15 na forma de função potência, em ordem ao tempo com a unidade especificada em anos<sup>1</sup> (em vez de horas). As amplitudes fraccionárias explícitas nas funções da Tabela 5.15 estão associadas a *rácios* dos módulos estabelecidos conservativamente, *ca*.  $\beta_E = 40$  e  $\beta_G = 15$ . Estes limites inferiores asseguram uma previsão mais prática dos coeficientes de fluência, a par da simplificação traduzida pela conversão da unidade do tempo, também relacionada com os expoentes da potência assumidos do lado da segurança por duas ordens de grandeza distintas: n = 0,20 e 0,26. Somente por esta variação no expoente se distinguem as duas modelações que se apresentam na Tabela 5.15 (Propostas 1 e 2), sob uma mesma relação constante entre efeitos,  $\lambda$  (flexão e corte), em termos dos respectivos módulos ou coeficientes.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Numericamente  $(1 \text{ ano})^n = (8760 \text{ horas})^n$ , com n – expoente da potência.

À esquerda – Proposta 1 e à direita – Proposta 2 da coluna central da Tabela 5.15 encontram-se quantificados os correspondentes parâmetros de fluência  $\phi_M(t) \in \chi_M(t)$ , em determinados períodos anuais (1 a 50 anos). Note-se que a conversão da unidade de tempo, de acordo com os expoentes *n*, por sua vez relacionada com os *rácios*  $\beta_M$ , permitiram fixar valores das amplitudes das funções aproximados até à ordem da centésima dos valores numéricos associados às fracções (que lhes corresponderam de forma não exacta).

	PROP	POSTA 1		Módulos de	PROPOSTA 2				
Flexão		Cor	te	rigidez	Flexão		Corte		
$\frac{3}{20}\Big _{=0,15} \cdot t^{0,20}$		$2/5\Big _{=0,40} \cdot t^{0,20}$		Coeficientes	$\frac{1}{4}\Big _{=0,25} \cdot t^{0,26}$		$\frac{2}{3}\Big _{=0,67} \cdot t^{0,26}$		
 ф <sub>Е</sub>	Xe	$\phi_G = \lambda. \phi_E$	χ <sub>G</sub>	Tempo [Anos]	фе	Xe	<b>φ</b> <sub>G</sub> =λ. φ <sub>E</sub>	χ <sub>G</sub>	
 0,15	87%	0,41	71%	1	0,26	79%	0,71	59%	
0,21	83%	0,57	64%	5	0,40	71%	1,07	48%	
0,24	80%	0,65	61%	10	0,48	67%	1,29	44%	
0,28	78%	0,75	57%	20	0,58	63%	1,54	39%	
0,30	77%	0,81	55%	30	0,64	61%	1,71	37%	
0,34	75%	0,90	53%	50	0,73	58%	1,95	34%	

Tabela 5.15: Propostas de factores e coeficientes de fluência para a rigidez "efectiva", função do tempo em anos.

**NOTA**:  $\lambda \approx 2,6(7)$ 

(valores exactos sem o arredondamento fraccionário).

A limitação imposta às relações dos módulos teve por objectivo não condicionar excessivamente os *rácios* "efectivos" obtidos da série 2 ( $\beta_E = 44$  e  $\beta_G = 17$ ), como também enquadrar-se nos *rácios* "aparentes" derivados de ambas as séries ( $\beta_{Ea} = 34$ –43). Embora subjacente a um vão mais condicionante quanto ao efeito do corte, recorde-se que os parâmetros transientes estimados da série 1 foram significativamente conservativos quando comparados aos parâmetros de fluência "aparentes" e "efectivos" da série 2. De facto, estes últimos parecem ser mais concordantes com as notas bibliográficas sobre a matéria, não só de flexão [5.31] como de corte [5.37]. Não obstante, trata-se de uma concordância parcial dada a reduzida grandeza dos expoentes *n* estimados, na sua generalidade, conforme já discutido oportunamente.

Pelo motivo acima mencionado, a modelação dos coeficientes de fluência foi proposta segundo duas variantes, *função* do valor do expoente: (i) 0,20 – experimental "integral", limitado conservativamente pelo valor médio global, e (ii) 0,26 – experimental "parcial", modelado da Fase 2 de ensaio considerando apenas um período mais estável do fenómeno da fluência.

Em relação ao segundo expoente (0,26), as regressões das curvas foram efectuadas num dado domínio temporal correspondente a uma fase do efeito considerada claramente secundária (II) e, por conseguinte, associada a uma variação praticamente sempre crescente da temperatura ambiental. Neste âmbito, pode depreender-se uma aproximação entre o aumento do expoente na razão de 1,3 e a relação directa entre as temperaturas médias no fim do ensaio (24,1 °C) e global (18,7 °C). Todavia, na presente tese excluiu-se a hipótese da existência de uma relação linear entre o expoente das *funções potência* e as variações de temperatura ocorridas nos períodos experimentais, associada à natureza empírica da modelação aplicada. Embora o expoente maior se aproxime dos valores de referência, este ainda poderá ser considerado como sendo relativamente pouco conservativo, face ao intervalo compreendido entre 0,25 a 0,33, habitualmente caracterizado para solicitações em flexão, *cf*. Tabela 5.11.

Uma análise prévia de sensibilidade (não apresentada neste documento) sobre as constantes  $\lambda e n$  na grandeza do efeito da fluência, em termos de grau anisotrópico, permitiu concluir que a variação do expoente das *potências* (entre 0,20 e 0,30) exerce uma influência muito maior a longo prazo do que as relações lineares assumidas constantes para os módulos (entre 2,5 e 6,0). Nesse contexto, também se justifica a parametrização efectuada sobre os coeficientes em relação ao expoente, em detrimento de uma análise ao nível dos parâmetros transientes, os quais são, em geral, concordantes com os referenciados na literatura.

Por fim, a análise dos coeficientes propostos na Tabela 5.15 pode ser facilitada pela leitura dos diagramas das Figuras 5.56 e 5.57, referentes respectivamente ao coeficiente de fluência,  $\phi_M(t)$ , e ao factor de normalização,  $\chi_M(t)$ , para os dois módulos diferidos ( $M = E \in G$ ) e nas duas variantes do exponente (n). Em ambos os gráficos das Figuras 5.56 e 5.57, um em escala logarítmica horária –  $\phi_M(t)$ , outro na forma linear anual –  $\chi_M(t)$ , são sobrepostas as curvas dos modelos de maior interesse analisados na parte final da revisão do estado da arte – §5.3.2. Excluíram-se as curvas obtidas dos manuais: (i) **ASCE [5.33]**, devido a uma orientação pouco conservativa (amplitude única de 1/6 referenciada ao ano) e (ii) **EUROCOMP** [**5.83**], devido a um efeito de fluência representado nos casos "extremos" por uma rigidez axial e tangencial puras. Ao contrário da primeira abordagem, a modelação descrita com base nos parâmetros indicados por **Bank [5.31]** foi normalizada por via dos módulos elásticos "efectivos" obtidos na presente campanha.

Na variante do expoente mais condicionante do modelo empírico (n = 0,26), as curvas propostas sobrepõem-se praticamente nos coeficientes de fluência discretizados no **Guia IT**, quer em termos de flexão quer de corte. Como exemplo, tem-se no primeiro ano de carregamento reduções da rigidez efectiva instantânea de 20% e 40%, respectivamente em flexão e corte, sendo que a 50 anos de idade os respectivos coeficientes de fluência –  $\phi_E(t)$  e  $\phi_G(t)$  tomam valores próximos de 0,75 e 2,00. Em toda a escala temporal, as parcelas propostas e do **Guia IT** relativas ao efeito do corte são sempre mais condicionantes. Em comparação com o modelo sugerido por **Bank**, os parâmetros de fluência resultantes da formulação são bastantes discordantes, sobretudo no que respeita à parcela de corte que, segundo os parâmetros daquele autor, sugere uma evolução demasiadamente conservativa, *e.g.*,  $\phi_G(t=50 \text{ anos}) = 0,60$ . A influência da deformação por corte é de tal ordem subestimada no fenómeno da fluência que, em termos adimensionais, a relação entre componentes elástica e transiente da rigidez é sempre inferior à relativa para flexão. Neste último estado tem-se efeitos bastante susceptíveis à fluência, tendo em conta os parâmetros indicados por **Bank** (tendência contrária ao corte). Tal situação é claramente perceptível em grande parte da escala temporal admitida, independentemente do expoente assumido nas propostas.



*Figura 5.56*: Curvas dos coeficientes de fluência dos módulos,  $\phi_M(t)$ , propostos pelo autor e noutros documentos.



*Figura 5.57*: Curvas dos factores de normalização dos módulos,  $\chi_M(t)$ , propostos pelo autor e noutros documentos.

Perante os resultados da actual investigação, a par de outras com interesse na matéria, a calibração das expressões que foram propostas para os coeficientes de fluência sugere uma modelação adequada do comportamento à fluência de pultrudidos GFRP à escala real, atendendo às previsões quantificadas e à coerência dos efeitos distintos por flexão e por corte, sendo este último muito mais preponderante em fluência.

# 5.5 CONCLUSÕES

O presente capítulo iniciou-se com a apresentação das teorias de viscoelasticidade, aplicadas aos materiais FRP em geral. Foram revistos os principais modelos mecânicos lineares, bem como o princípio da sobreposição de efeitos de **Boltzmann**, subjacentes às equações constitutivas viscoelásticas lineares diferencial e integral, respectivamente. O estudo prosseguiu com a representação das funções viscoelásticas de fluência e de relaxação, aproximadas por séries de **Prony-Dirichlet**, tendo sido dado particular destaque à caracterização do primeiro fenómeno diferido por intermédio de modelos empíricos, como por exemplo a distintiva lei da potência de **Findley**. Em regime viscoelástico não linear, o modelo de **Schapery** saiu realçado na previsão do comportamento a longo prazo de laminados de FRP, cujas análises podem ser efectuadas por integração da teoria CLT, tendo em conta o carácter anisotrópico destes materiais.

Na segunda parte do capítulo, foram reunidas as investigações mais relevantes no âmbito específico da fluência em pultrudidos de GFRP. O estado da arte compreendeu estudos experimentais e analíticos de diversos autores, tendo-se abordado aquele fenómeno separadamente por elementos (i) unidireccionais (provetes e barras – vigas e colunas) e (ii) bi e tridimensionais (painéis de laje e sistemas estruturais). Dessa súmula bibliográfica, podem ser tecidos os seguintes apontamentos conclusivos:

- Reduzida expressão dos estudos em elementos submetidos a estados uniaxiais puros em tracção e tangenciais por corte puro, sendo o segundo comportamento analisado com base em deformações por flexão de elementos simples ou híbridos, essencialmente de carácter unidireccional;
- As solicitações em compressão e em flexão correspondem às mais utilizadas na caracterização experimental da fluência, sobretudo no que respeita aos laminados compósitos de GFRP;
- Fraca representação que a temática ainda detém nos elementos à escala real, sendo de assinalar a preferência dada às análises em elementos de viga;
- As campanhas experimentais têm sido conduzidas com recurso aos tradicionais sistemas de carga com pesos estáticos ou através de equipamentos do tipo alavanca;
- Em relação aos elementos bidimensionais, as investigações desenvolvidas no passado em elementos de placa – painel com aplicação em lajes ou tabuleiros de pontes são quase inexistentes, sendo o comportamento nestes casos quase sempre relacionado com o desempenho a longo prazo previsto em perfis de GFRP.

O anterior estado da arte incluiu ainda uma análise comparativa entre formulações de referência e normativas específicas para o dimensionamento aos ELS a longo prazo de elementos e estruturas FRP. Ao contrário do assumido nas demais indicações, os coeficientes de fluência previstos no **Guia IT** parecem não corresponder a funções de potência "puras" (subjacente à lei de **Findley**). Neste caso, a redução da rigidez de corte evolui de uma forma crescente mais acentuada por comparação com a rigidez de flexão, que apresenta uma evolução menos desfavorável. A curva singular da norma **ASCE** representa a evolução menos conservativa para a rigidez de flexão, excluindo a relativa ao estado axial em tracção do **EUROCOMP**. Deste último manual resultam funções de fluência ao corte mais condicionantes do que nos restantes documentos, desde os períodos iniciais até idades de 50 anos, atingindo-se coeficientes de fluência superiores a 2,5.

Na terceira parte do capítulo, o estudo da fluência no painel focou-se na caracterização experimental realizada à sua escala individual. A campanha foi executada por várias fases de ensaio (1–5), com o objectivo de incluir diferentes condições de ensaio (vãos e níveis de carga) e, em concomitância, corrigir alguns procedimentos experimentais (sistema de apoios e extensometria) que, no início, revelaram terem sido menos adequados. Nesse contexto, foram assumidos com validade os resultados respeitantes às duas últimas fases – 4 e 5. Os painéis foram submetidos à flexão na sua direcção longitudinal, durante um período de cerca de 6 meses, sob diferentes níveis de carregamento uniformemente distribuído  $(3-12\%.\sigma/\sigma_u)$  múltiplos da carga regulamentar prevista para pontes pedonais (5 kN/m<sup>2</sup>). Os resultados experimentais foram tratados em termos das evoluções (i) termo-higrométricas ambientais (*inc.* temperaturas no material dos painéis), (ii) dos deslocamentos e (iii) das extensões a meio vão dos painéis, podendo ser resumidas desta primeira fase de análise as seguintes conclusões:

- As variações de temperatura registadas nos painéis revelaram um andamento praticamente coincidente com as temperaturas ambientais, o que sugere que o material pultrudido dos painéis acompanhou termicamente as condições ambientais do laboratório;
- A resposta térmica dos painéis exerceu uma forte influência no seu comportamento mecânico diferido, devido às diferentes condições térmicas registadas nas duas fases de ensaio analisadas (temperatura média da Fase 4 superior à da Fase 5, segundo tendências inversas, e humidades relativas similares nas duas fases);
- As leituras dos deslocamentos tiveram de ser corrigidas em virtude do modo de aplicação não instantâneo das cargas (colocação sucessiva de pesos estáticos), responsável por introduzir uma sobreposição de deformações por fluência durante os períodos de carregamento. Estes efeitos sobrepostos tomaram proporções tanto mais significativas quanto maior o nível de carga submetido nos painéis e o respectivo tempo dispendido nos processos de carga;
- Uma segunda correcção dos deslocamentos foi necessária devido ao comportamento não linear dos painéis em fase de carregamento, causado por ajustes iniciais no sistema de apoios e do próprio modo de aplicação das cargas, com consequência directa na rigidez instantânea;
- Após os procedimentos de correcção referidos, ao fim do ensaio (*ca.* 4.200 horas), registaram-se valores médios para os deslocamentos de fluência normalizada compreendidos entre 10% a 25%;

 As leituras extensométricas indicaram evoluções atípicas do fenómeno diferido, atendendo à irregularidade e tendência decrescente das evoluções das extensões ao longo do tempo, mesmo depois de terem sido efectuadas determinadas correcções por deformação térmica dos painéis e sucessivas tentativas de melhoria no processo de aquisição dos registos dos extensómetros.

Com base nos resultados dos deslocamentos, procedeu-se à modelação analítica do comportamento à fluência em serviço do painel multicelular de GFRP. Para o efeito, recorreu-se a uma *função potência* (lei semi-empírica de **Findley**) para ajuste das curvas do ensaio de fluência, segundo diferentes níveis de aproximação do regime da fluência (linear). Seguindo uma mesma abordagem empírica, foi possível modelar as constantes viscoelásticas "aparentes" e "efectivas" do painel, das quais resultaram expressões de cálculo simplificado dos coeficientes de fluência em função do tempo. Deste eixo de investigação analítica resultaram as seguintes conclusões principais:

- A lei de potência de **Findley** demonstrou boa capacidade de representação do comportamento à fluência dos painéis pultrudidos, dada a elevada concordância com os resultados experimentais;
- Ficou demonstrado que a amplitude transiente do modelo de *potência* é fortemente influenciada pela temperatura ambiente (*inc.* a submetida no material), dada a correspondência com a ordem das variações das temperaturas médias relativas às duas fases de ensaio;
- A constatação anterior não foi suficientemente clara em relação ao expoente da lei, podendo este tomar diferentes valores ajustáveis consoante a abordagem da grandeza temperatura, quanto à sua magnitude e variabilidade ou tendência num dado período de tempo (associado às curvas de ajuste);
- Ao contrário das diferentes condições termohigrométricas submetidas nos painéis, a gama de tensões instalada e a ordem de vãos ensaiada não parecem terem sido preponderantes nas variações relativas do expoente da *potência*, o que nesse âmbito sugere uma constante material na lei empírica (sob regime linear) n = 0,20 (associado a temperaturas ambientais médias de 20 °C);
- Os parâmetros ajustados por funções *potência* permitiram obter previsões simplificadas a longo prazo das extensões em função do tempo, para qualquer nível de tensão (3–12%.σ/σ<sub>u</sub>), atendendo à validade verificada sobre a formulação *linearizada* do modelo empírico;
- Recorrendo ao princípio de caracterização acelerada tempo-tensão (TSSP), foi possível estimar a deformação de fluência do painel por um período até cerca de 60 vezes superior à duração do ensaio (extensão 22% superior à parcela instantânea, aos 29 anos de idade, para  $\sigma/\sigma_u = 3\%$ );
- A evolução do módulo de elasticidade "aparente" do painel E<sub>ap</sub>(t) foi estimada com base em dois modelos simplificados de Findley (*linearizado* e *mediano*), tendo sido previstas reduções da rigidez de flexão similares nos dois modelos, *ca*. 20% a 10 anos e 25% a 50 anos;
- As metodologias gráficas definidas na EN 13706:2002, para caracterização das constantes elásticas "efectivas", foram estendidas com sucesso ao domínio viscoelástico do comportamento dos painéis,
em virtude da forma regular de *potência* que as evoluções dos módulos apresentaram no tempo, possibilitando com isso uma modelação empírica adequada das propriedades "efectivas" diferidas  $-E_{ef}(t) \in G_{ef}(t);$ 

- Os valores dos módulos instantâneos ( $E_{ef,0} = 33,4$  e  $G_{ef,0} = 2,3$  GPa) foram bastante consistentes com os módulos elásticos retirados do ensaio a curto prazo (3*PB*) na gama de vãos correspondente;
- As perdas de rigidez foram bastante mais significativas nos instantes iniciais (24 horas), sobretudo no que se refere ao módulo  $G_{ef}$  (2,0–2,5 vezes superior o módulo  $E_{ef}$ );
- Em comparação com os módulos iniciais, os resultados apontaram para uma redução da rigidez de flexão e de corte no painel de 12% e 26% ao 1º ano e de 22% e 43% aos 50 anos de idade, respectivamente. Em termos adimensionais, constatou-se uma redução no módulo de distorção G<sub>ef</sub>(t) em cerca do dobro da relativa ao módulo de elasticidade E<sub>ef</sub>(t), no período afecto à previsão;
- Foi estimada uma contribuição da deformabilidade por corte diferida de cerca de 18% na deformação total a 50 anos de idade (face a um contributo de 13,5% em relação ao instante inicial);

Por último, recorrendo aos parâmetros calibrados da modelação das propriedades "efectivas" diferidas, foi proposta uma formulação síntese para expressões de cálculo de factores de normalização –  $\chi(t)$  e de coeficientes de fluência –  $\phi(t)$ , em termos de rigidez. A formulação reside numa função de *potência* (segundo duas grandezas de expoente, n = 0,20 e n = 0,26), em ordem ao tempo (t, em *anos*), com amplitudes fraccionárias explícitas associadas a uma relação entre efeitos de flexão e de corte assumida constante no tempo ( $\lambda = 2,7$ ).

Da formulação proposta retiraram-se curvas daqueles parâmetros a 50 anos de idade, em que na situação mais desfavorável do expoente (n = 0,26) verificou-se uma elevada concordância com os coeficientes de fluência discretizados no regulamento Italiano (**Guia IT**), quer em termos de flexão quer de corte. Para o primeiro ano de carregamento, estimaram-se reduções da rigidez "efectiva" instantânea de 20% e 40%, respectivamente em flexão e corte, sendo que aos 50 anos de idade os coeficientes de fluência tomaram os seguintes valores:  $\phi_E(t) = 0,75$  e  $\phi_G(t) = 2,00$ . No entanto, os factores de fluência propostos no presente estudo divergiram bastante dos resultantes dos parâmetros sugeridos por **Bank** (admitindo as constantes elásticas do painel), sobretudo no que respeita à parcela de distorção. A influência da deformação por corte é fortemente subestimada no fenómeno da fluência, segundo os parâmetros transientes indicados por aquele autor, representado a componente relativa à flexão um efeito bastante mais susceptível ao fenómeno diferido (contrariamente ao esperado).

As expressões propostas para os coeficientes de fluência, calibradas da actual investigação em painéis multicelulares, sugerem uma previsão adequada do comportamento à fluência de pultrudidos de GFRP à escala real, atendendo às estimativas quantificadas e à coerência entre efeitos de flexão e de corte ao longo do tempo, sendo o segundo efeito muito mais condicionante em fluência.

## 5.6 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [5.1] Findley WN (1960). "Mechanism and mechanics of creep of plastics". *Journal of Polymer Engineering Science*, 16:57–65.
- [5.2] Schapery RA (1969). "On the characterization of nonlinear viscoelastic materials". *Polymer Engineering Science*, 9(4):295–310.
- [5.3] Ferry JD (1980). "Viscoelastic Properties of Polymers". New York: John Wiley & Sons, Inc.
- [5.4] Guedes RM, *ed.* (2011). "Creep and Fatigue in Polymer Matrix Composites". Oxford: *Woodhead Pub.*
- [5.5] Schapery RA (1967). "Stress analysis of viscoelastic composite materials". *Journal of Composite Materials*, 1(3):228–267.
- [5.6] Gibson RF, Hwang SJ, Sheppard CH (1990). "Viscoelastic properties of polymers". *Journal of Composite Materials*, 24(4):441–453.
- [5.7] Guedes RM (1997). "Previsão da vida útil de materiais compósitos de matriz polimérica". *Tese de Doutoramento em Engenharia Mecânica*, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, FEUP, Porto.
- [5.8] Shenoi RA, Allen HG, Clark SD (1997). "Cyclic creep and creep-fatigue interaction in sandwich beams". *Journal of Strain Analysis for Engineering Design*, 32(1):1–18.
- [5.9] Pang F, Wang CH (1999). "Activation theory for creep of woven composites". *Composites: Part B Engineering*, 30(6):13–620.
- [5.10] Pang F, Wang CH (2000). "A predictive creep model for un-stitched and stitched woven composites". *Composites Science and Technology*, 60(2):255–261.
- [5.11] Ascione L, Berardi VP, D'Aponte A (2012). "Creep phenomena in FRP materials". *Mechanics Research Communications*, 43(1-4):15–21.
- [5.12] Tavares CML, Ribeiro MCS, Ferreira AJM, Guedes RM (2002). "Creep behaviour of FRPreinforced polymer concrete". *Composite Structures*, 57(1-4):47–51.
- [5.13] Guedes RM, Tavares CML, Ferreira AJM (2004). "Experimental and theoretical study of the creep behaviour of GFRP reinforced polymer concrete". *Composites Science and Technology*, 64:1251–1259.
- [5.14] Park SW, Schapery RA (1999). "Methods of interconversion between linear viscoelastic material functions: Part I – a numerical method based on Prony series". *International Journal of Solids and Structures*, 36:1653–1675.
- [5.15] Taylor RL (1973). "Inversion of Prony series characterization for viscoelastic stress analysis". *International Journal for Numerical Methods in Engineering*, 5:499–502.

- [5.16] Gramoll KC, Dillard DA, Brinson HF (1989). "A stable numerical solution method for inplane loading of nonlinear viscoelastic laminated orthotropic materials". *Composite Structures*, 13(4):251–274.
- [5.17] Park SW, Kim YR (2001). "Interconversion between relaxation modulus and creep compliance for viscoelastic solids". *Journal of Materials in Civil Engineering*, 11(1):76–81.
- [5.18] Czyz JA, Szyszkowski W (1990). "An effective method for non-linear viscoelastic structural analysis". *Computers & Structures*, 37(5):637–646.
- [5.19] Zienkiewicz OC, Watson M, King IP (1986). "A numerical method of viscoelastic stress analysis". *International Journal of Mechanics Science*, 10:807–827.
- [5.20] Tuttle ME, Pasricha A, Emery A (1995). "The nonlinear viscoelastic-viscoplastic behaviour of IM7/5260 composites subjected to cyclic loading". *Journal of Composite Materials*, 29(15):2025–2045.
- [5.21] Guedes RM (1992). "Análise do comportamento à fluência de materiais compósitos". Tese de Mestrado em Engenharia Mecânica, Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto, Porto.
- [5.22] Findley WN (1987). "26-year creep and recovery of poly (vinyl chloride) and polyethylene". *Journal of Polymer Engineering Science*, 27(8):582–585.
- [5.23] ASCE (1984). "Structural Plastics Design Manual". Manuals and Reports on Engineering Practice, Manual Nº 63, American Society of Civil Engineers, Reston, VA.
- [5.24] Holmes M, Rahman TA (1980). "Creep behaviour of glass reinforced plastic beams". *Composites*, 11(2):79–85.
- **[5.25]** Bank LC, Mosallam AS (1992). "Creep and failure of a full-size fibre reinforced plastic pultruded frame". *Composites Engineering*, 2(3):213–227.
- [5.26] Mottram JT (1993). "Short and long-term structural properties of pultruded beam assemblies fabricated using adhesive bonding". *Composite Structures*, 25(1-4):387–395.
- [5.27] Scott DW, Lai JS, Zureick A-H (1995). "Creep behaviour of fibre-reinforced polymeric composites: A review of the technical literature". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 14:588–617.
- [5.28] Choi Y, Yuan RL (2003). "Time-dependent deformation of pultruded fibre-reinforced polymer composite columns". *Journal of Composites for Construction*, 7(4): 356–362.
- [5.29] Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre N (2011). "Creep behaviour of pultruded GFRP elements Part 2: analytical study". *Composite Structures*, 93(9):2409–2418.
- [5.30] Sá MF, Gomes AM, Correia JR, Silvestre N (2011). "Creep behaviour of pultruded GFRP elements – Part 1: literature review and experimental study". *Composite Structures*, 93(10):2450–2459.

- [5.31] Bank LC (2006). "Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials". John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.
- [5.32] National Research Council of Italy (2008). "Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP Pultruded Elements". *Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction*, CNR: Roma.
- [5.33] ASCE (2010). "Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures". ACMA, American Composites Manufacturers Association, American Society of Civil Engineers, Reston, VA.
- **[5.34]** Pang F, Wang CH, Bathagate RG (1997). "Creep response of woven-fibre composites and the effect of stitching". *Composites Science and Technology*, 57(1):91–98.
- [5.35] McClure G, Mohammadi Y (1995). "Compression creep of pultruded E-glass reinforced plastic angles". *Journal of Materials in Civil Engineering*, 7(4):269–276.
- [5.36] Scott DW, Zureick A-H (1998). "Compression creep of a pultruded E-glass/vinylester composite". *Composites Science and Technology*, 58(8):1361–1369.
- [5.37] Shao Y, Shanmugam J (2004). "Deflection creep of pultruded composite sheet piling". *Journal of Composites for Construction*, 8(5): 471–479.
- [5.38] Yen S-C, Williamson FL (1990). "Accelerated characterization of creep response of an offaxis composite material". *Composites Science and Technology*, 38(2):103–118.
- [5.39] Hadid M, Rechak S, Tati A (2004). "Long-term bending creep behaviour prediction of injection moulded composite using stress-time correspondence principle". *Materials Science and Engineering*, 385:54–58.
- [5.40] Xiao X (1989). "Studies of the viscoelastic behaviour of a thermoplastic resin composite". *Composites Science and Technology*, 34(2):163–182.
- [5.41] Dutta PK, Hui D (2000). "Creep rupture of a GFRP composite at elevated temperatures". *Computers & Structures*, 76(1-3):153–161.
- [5.42] Dillard DA, Gramoll KC, Brinson HF (1989). "The implications of the fiber truss concept for creep properties of laminated composites". *Composite Structures*, 11(2):85–100.
- [5.43] Service TH (1993). "Creep rupture of phenolic-alumina particulate composite". *Journal of Materials Science*, 28:6087–6090.
- [5.44] Garofalo F (1976). "Fundamentals of Creep and Creep-Rupture in Metals". *The Macmillan, Company*, New York.
- [5.45] Lilhot H (1985). "Creep of fibrous composite materials". *Composites Science and Technology*, 22(4):277–294.

- [5.46] Zhu X, Li Z, Jin Y, Shaw WJD (1994). "Creep behaviour of a hybrid fibre (glass/carbon) reinforced composite and its application". *Composites Science and Technology*, 50(4):431–439.
- [5.47] Papanicolaou GC, Zaoutsos SP, Cardon AH (1999). "Prediction of the nonlinear viscoelastic response of unidirectional fiber composites". *Composites Science and Technology*, 59(9):1311–1319.
- [5.48] Zaoutsos SP, Papanicolaou GC, Cardon AH (1998). "On the non-linear viscoelastic behaviour of polymer-matrix composites". *Composites Science and Technology*, 58(6):883–889.
- [5.49] Guedes RM, Morais JJL, Marques A.T., Cardon A.H. (2000). "Prediction of long-term behaviour of composite materials". *Computers & Structures*, 76(1-3):183–194.
- **[5.50]** Green AE, Rivlin RS (1957). "The mechanics of nonlinear materials with memory Part I". *Archive Rational Mechanics and Annals*, 1:1.
- [5.51] Green AE, Rivlin RS, Spencer AJM (1959). "The mechanics of nonlinear materials with memory – Part 2". *Archive Rational Mechanics and Annals*, 3:82.
- [5.52] Lou YC, Schapery RA (1971) "Viscoelastic characterization of a nonlinear fibre-reinforced plastic". *Journal of Composite Materials*, 5:208–234.
- [5.53] Leaderman H (1943). "Elastic and Creep Properties of Filamentous Materials". *Textile Foundation*, Washington: DC.
- [5.54] Smart J, Williams JG (1972). "A comparison of single integral nonlinear viscoelasticity theories". *Journal of Mechanics and Physics of Solids*, 20:313–324.
- [5.55] Hiel CC, Brinson HF, Cardon AH (1983). "The nonlinear viscoelastic response of resin / matrix composites". *Composite Structures*, 2:271–281.
- [5.56] Mohan R, Adams DF (1985). "Nonlinear creep-recovery response of a polymer matrix and its composites". *Experimental Mechanics*, 25(3): 262–271.
- [5.57] Dillard DA, Straight MR, Brinson HF (1987). "The nonlinear viscoelastic characterization of graphite / epoxy composites". *Polymer Engineering and Science*, 27(2):116–123.
- [5.58] Howard M, Hollaway L (1987). "The characterization of the nonlinear viscoelastic properties of a randomly orientated fibre / matrix composite". *Composites*, 18(4):317–323.
- [5.59] Walrath DE (1991). "Viscoelastic response of a unidirectional composite containing two viscoelastic constituents". *Experimental Mechanics*, 31(2):111–117.
- [5.60] Zhang SY, Xiang XY (1992). "Creep characterization of a fibre-reinforced plastic material". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 2(10):1187–1194.
- [5.61] Tuttle ME, Brinson HF (1986). "Prediction of the long-term creep compliance of general composite laminates". *Experimental Mechanics*, 26(1): 89–102.

- [5.62] Dillard DA (1981). "Creep and creep rupture of laminated graphite / epoxy composites". *PhD Thesis*, Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, VA.
- [5.63] Brinson HF (1991). "A nonlinear viscoelastic approach to durability predictions for polymer based composite structures". Durability of Polymer-Based Composite Systems for Structural Applications, In: Cardon A.H., Verchery G., editors. New York: Elsevier App. Sc.:46–64.
- **[5.64]** Spence BR (1990). "Compressive viscoelastic effects (creep) of a unidirectional glass/epoxy composite material". *35<sup>th</sup> International SAMPE Symposium*, April: 1490-1493.
- [5.65] Daniali S (1991). "Short-term and long-term behaviour of two types of reinforced plastic beams". 46<sup>th</sup> Annual Conference, Composites Institute, February: 13-A-1-5.
- [5.66] Barpanda D, Raju P (1998). "Effect of hybridization on the creep and stress relaxation characteristics of pultruded composites". *Journal of Reinforced Plastics and Composites*, 17(3):234–249.
- [5.67] Bradley SW, Puckett PM, Bradley WL, Sue HJ (1998). "Viscoelastic creep characteristics of neat thermosets and thermosets reinforced with E-glass". *Journal of Composites, Technology, and Research*, 20(1):51–58.
- **[5.68]** Abdel-Magid B, Lopez-Anido R, Smith G, Trofka S (2003). "Flexural creep properties of E-glass reinforced polymers". *Composites Structures*, 62(3-4):247–53.
- **[5.69]** Bennett EA (2005). "Influence of creep on the stability of pultruded E-glass/polyester composite column at elevated service temperatures". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Georgia Institute of Technology, USA.
- [5.70] Vinogradov AM (1985). "Nonlinear effects in creep buckling analysis of columns". *Journal of Engineering Mechanics*, 111(6):757–767.
- [5.71] Boyd SE, Lesko JJ, Case SW (2007). "Compression creep rupture behaviour of a glass/vinyl ester composite laminate subject to fire loading conditions". *Composites Science and Technol*ogy, 67:3187–3195.
- [5.72] Boyd SE (2006). "Compression creep rupture of an E-glass / vinyl ester composite subjected to combined mechanical and fire loading conditions". *PhD in Engineering Mechanics*, Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, Virginia, VA.
- [5.73] Sá MF (2007). "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". *Tese de Mestrado em Engenharia de Estruturas*, Instituto Superior Técnico, Universidade Técnica de Lisboa, Lisboa.
- **[5.74]** Keller T, Schollmayer M (2004). "Plate bending behaviour of a pultruded GFRP bridge deck system". *Composites Structures*, 64:285–295.
- [5.75] Keller T, Gurtler H (2005). "Quasi-static and fatigue performance of a cellular FRP bridge deck adhesively bonded to steel girders." *Composites Structures*, 70:484–496.

- [5.76] Gurtler H (2004). "Composite action of FRP bridge decks adhesively bonded to steel main girders". *Doctoral Thesis in Civil Engineering*, EPFL-CCLab, N° 3135.
- [5.77] Keller T, Schollmayer M (2006). "In-plane tensile performance of a cellular FRP bridge deck acting as top chord of continuous bridge girders". *Composites Structures*, 72:130–140.
- [5.78] Ushakov AE, Klenin YG, Pankov AV, Ozerov SN (2005). "Experience in calculation and experimental researches for pedestrian bridge constructions". COBRAE Conference 2005: Bridge Engineering with Polymer Composites, Dübendorf (Zürich), Switzerland.
- [5.79] Fiberline Composites (2003). "Fiberline Design Manual", Kolding.
- **[5.80]** Feng P, Ye LP, Qu Z (2007). "Experimental study on pultruded GFRP deck under sustained load". CDCC-07: *Proceedings of 3<sup>rd</sup> International Conference on Durability and Field Applications of Fibre Reinforced Polymer (FRP) Composites for Construction*, Quebec, Canada.
- [5.81] Gonilha JA, Correia JR, Branco FA (2013). "Creep response of GFRP-concrete hybrid structures: Application to a footbridge prototype". *Composites: Part B*, 53:193–206.
- [5.82] CEN EN 1992-1-1:2004 (2004). "Eurocode 2: Design of Concrete Structures Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings". Brussels: *European Committee for Standardization*.
- [5.83] Clarke JL, *ed.* (1996). "Structural Design of Polymer Composite". EuroComp, Design Code and Handbook. *The European Structural Polymeric Composites Group*. London: *E & FN Spon, Inc.*
- [5.84] Fibreforce (2002). "Design Manual Engineering Composites Profiles".
- [5.85] Creative Pultrusions (1999). "The New and Improved Pultex Pultrusion Design Manual for Standard and Custom Fiber Reinforced Polymer Structural Profiles".
- [5.86] CEN EN 13706:2002 (2002). "Reinforced plastics composites Specifications for pultruded profiles. Part 1: Designations; Part 2: Methods of Test and General Requirements; Part 3: Specific Requirements". Brussels: *European Committee for Standardisation*.
- [5.87] Sullivan JL (1991). "Measurement of Composites Creep". *Experimental Techniques*, 9–10:32–37.
- [5.88] CEN EN 1991-2:2003 (2003). "Eurocode 1: Actions on Structures Part 2: Traffic Loads on Bridges". Brussels: European Committee for Standardization.
- [5.89] ISO 899-1:2003 (2003). "Determination of Creep Behaviour Part 1: Tensile Creep". Genève: *International Organization for Standardization* (ISO).
- [5.90] ISO 899-2:2003 (2003). "Determination of Creep Behaviour Part 2: Flexural Creep by 3-Point Loading". Genève: *International Organization for Standardization* (ISO).
- [5.91] Timoshenko S, Gere J (1961). "Theory of Elastic Stability". New York: McGraw Hill, Inc.

# CAPÍTULO 6

## PONTE PEDONAL COMPÓSITA – S. MATEUS, VISEU

6.1	NOT	A INTRO	DUTÓRIA DE ENQUADRAMENTO DA OBRA	469
	6.1.1	LOCALI	ZAÇÃO	470
	6.1.2	CONDIC	CIONAMENTOS GERAIS	471
		6.1.2.1	Descrição do existente (diques marginais)	471
		6.1.2.2	Estudo hidrológico	472
	6.1.3	CONCE	PÇÃO E DESCRIÇÃO DA PROPOSTA	473
		6.1.3.1	Conceito	473
		6.1.3.2	Enquadramento paisagístico	474
		6.1.3.3	Caracterização construtiva e descrição do tabuleiro	475
6.2	Elen	MENTOS	DE BASE AO PROJECTO	478
	6.2.1	REGUL	AMENTAÇÃO	478
	6.2.2	MATER	IAIS	479
	6.2.3	ACÇÕES	S E CRITÉRIOS DE VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA	480
		6.2.3.1	Acções permanentes	480
		6.2.3.2	Acções variáveis	480
		6.2.3.3	Acções acidentais	483
		6.2.3.4	Combinações de acções	484
	6.2.4	Metod	OLOGIAS DE CÁLCULO E ANÁLISE DO TABULEIRO MISTO	486
		6.2.4.1	Projecto com apoio experimental	487
		6.2.4.2	Descrição dos modelos numéricos	489
6.3	Anái	LISE EST	TÁTICA – DIMENSIONAMENTO E VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA	493
	6.3.1	REQUIS	ITOS DE COMPORTAMENTO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA (ELS E ELU)	494
	6.3.2	VERIFIC	CAÇÃO DA SEGURANÇA DO PAINEL GFRP E PRÉ-DIMENSIONAMENTO DO PERFIL HEB	496
		6.3.2.1	Secção transversal do tabuleiro misto (modelo)	496
		6.3.2.2	Verificação da segurança do painel de laje aos ELS e ELU: a) – b)	498
		6.3.2.3	Pré-dimensionamento do vigamento metálico aos ELS e ELU: a) – b)	502
	6.3.3	VERIFIC	CAÇÃO DA SEGURANÇA DA VIGA MISTA	508
		6.3.3.1	Verificação do grau de acção compósita: perfil HEB – painel GFRP	508
		6.3.3.2	Largura efectiva elástica e "reduzida"	511
		6.3.3.3	Análise elástica da viga mista com interacção de corte no painel: a) – c)	512
		6.3.3.4	Resistência última da secção mista	523
	6.3.4	LIGAÇÕ	ES E OUTROS COMPONENTES DA PONTE PEDONAL	528
		6.3.4.1	Ligações e aparelhos de apoio: a) – b)	528
		6.3.4.2	Guarda-corpos	534

6.4	Anái	LISE DIN	ÂMICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO	536		
	6.4.1	CARAC	TERIZAÇÃO E MODELAÇÃO MATEMÁTICA DA ACÇÃO PEDONAL	536		
		6.4.1.1	Caracterização da acção pedonal	537		
		6.4.1.2	Modelação matemática determinística da acção pedonal no domínio do tempo	540		
		6.4.1.3	Modelos de carga para peão individual	542		
		6.4.1.4	Modelos de carga para grupos e fluxos de peões	543		
	6.4.2	Metod	OLOGIA DE AVALIAÇÃO DINÂMICA DA PONTE PEDONAL EM FASE DE PROJECTO	548		
		6.4.2.1	Classificação do tráfego	548		
		6.4.2.2	Avaliação das propriedades dinâmicas $-f$ , $\zeta$ : a) $-b$ )	550		
		6.4.2.3	Critérios de verificação da segurança e de conforto humano em serviço: a) – b)	555		
		6.4.2.4	Determinação da aceleração máxima (valor de pico): a) – c)	559		
	6.4.3	VERIFIC	CAÇÃO DO NÍVEL DE CONFORTO DA PONTE PEDONAL NA FASE DE PROJECTO	565		
		6.4.3.1	Caracterização das propriedades dinâmicas	565		
		6.4.3.2	Definição dos Casos de Projecto	568		
		6.4.3.3	Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – <i>Caso 1</i> : a) – b)	570		
		6.4.3.4	Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – Caso 2: a) – c)	577		
6.5	OBR	A		585		
	6.5.1	PROCES	SO CONSTRUTIVO	586		
		6.5.1.1	Fundações e encontros	586		
		6.5.1.2	Tabuleiro híbrido	590		
		6.5.1.3	Trabalhos complementares	595		
	6.5.2	Ensaio	S DE CARGA – RECEPÇÃO PROVISÓRIA	601		
	6.5.3 ABERTURA AO PÚBLICO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA					
6.6	Con	CLUSÕE	S	614		
67	Refe	RÊNCIA	S BIBLIOCRÁFICAS	618		
0.1	1/121/1					

## 6.1 NOTA INTRODUTÓRIA DE ENQUADRAMENTO DA OBRA

O presente capítulo diz respeito à análise, concepção e obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita*, *S. Mateus – Viseu*, no âmbito das investigações desenvolvidas ao longo desta tese. A proposta de intervenção resultou de um acordo de colaboração com a Viseu Novo, Sociedade de Reabilitação Urbana (SRU) e a Câmara Municipal de Viseu (CMV). A sinergia resultante deste acordo procurou ir de encontro a um desígnio outrora previsto pelo município, em termos de uma ligação infra-estrutural que reunisse dois pólos relevantes para a cidade de Viseu: o parque da Feira de S. Mateus e a Rua Serpa Pinto, entre dois eixos viários afastados de aproximadamente 200 m [**6.1**], *vd.* Fig. 6.1.



*Figura 6.1*: Vista geral da Feira de S. Mateus (espelho de água) sobre a cidade de Viseu (Sé, Igreja da Misericórdia e Museu Grão Vasco), 2013.

No presente enquadramento geral (Secção 6.1) é identificada a localização da obra, os condicionamentos gerais da mesma e o seu conceito, a par de uma breve descrição construtiva do projecto proposto. Na Secção 6.2 são remetidos os elementos de base ao projecto, dos quais se incluem: (i) regulamentação, (ii) materiais, (iii) acções e critérios de verificação da segurança e (iv) metodologias de cálculo e análise do tabuleiro misto (incluindo projecto com apoio experimental e modelos numéricos). Na Secção 6.3 é efectuado o dimensionamento estático da ponte, com base em verificações da segurança aos estados limites de serviço (ELS) e limites últimos (ELU), quer da estrutura global quer dos seus componentes em separado. Em seguida, na Secção 6.4, é realizada uma análise aprofundada do comportamento dinâmico do tabuleiro, de forma a cumprirem-se requisitos aceitáveis quanto ao conforto humano às vibrações induzidas.

Por último, na Secção 6.5, é descrita a obra executada, desde o seu processo construtivo até à sua recepção provisória, complementada pelos resultados dos ensaios de carga realizados. Antes de serem tecidas as conclusões do presente capítulo, no final, pode ser observado o aspecto da obra segundo várias vistas e pormenores. Refere-se desde já que as peças desenhadas referentes ao projecto de execução da obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita* podem ser consultadas no último anexo deste documento de tese (Anexo E.4.2) **[6.1]**.

## 6.1.1 LOCALIZAÇÃO

Os trabalhos de construção ocorreram em sede do Plano Director Municipal (PDM) do município de Viseu, numa área classificada de Espaço Cultural (Ec), sujeita ao *Plano de Pormenor da Envolvente Urbana do Rio Pavia*. Mais especificamente, nos últimos anos, a zona em causa foi alvo de intervenção no âmbito do *Projecto do Parque Linear do Rio Pavia* [6.2], inserido no Programa Polis de Viseu. Nesse sentido, procurou-se efectuar, na medida do possível, um levantamento dos estudos submetidos à época daquele projecto, nomeadamente no que respeita às obras hidráulicas e de arquitectura paisagística.



Figura 6.2: Vista aérea da zona de intervenção (imagem Google<sup>®</sup>).

A intervenção compreende o atravessamento do rio Pavia, num local compreendido entre as pontes da Av. Emídio Navarro (Este) e de Pau (Oeste). O local distingue-se também pela proximidade ao actual edifício do Orfeão de Viseu (a Sul, margem esquerda) e ao espelho de água no parque da Feira de S. Mateus (a Norte, margem direita), *vd.* Figs. 6.1 a 6.3. O eixo longitudinal de atravessamento desenvolve-se paralelamente à fachada lateral esquerda do edifício do Orfeão de Viseu, a uma distância de cerca de 4,8 m. Embora sobre um troço curvo do leito do rio, a extensão deste não introduziu viés relevante entre o eixo da ponte e as linhas marginais ao rio.



Figura 6.3: Vistas do local da implantação da ponte: (a) Av. Emídio Navarro e (b) ponte de Pau.

## 6.1.2 CONDICIONAMENTOS GERAIS

A concepção da ponte resultou de um compromisso entre a necessidade de não interferir com o leito de cheia do rio e a localização mais vantajosa sobre aquele troço de rio. Pretendeu-se igualmente que a ponte constituísse um conjunto harmonioso com o espaço envolvente, designadamente no que respeita ao acesso ao edifício do Orfeão e intervindo como "via de entrada" ao espelho de água. Deste modo, procurou-se enquadrar a ponte no meio pela sua forma final, integrando uma guarda de segurança envolvente, tanto paisagística como construtivamente.

## 6.1.2.1 Descrição do existente (diques marginais)

Com base no levantamento efectuado sobre o *Projecto do Parque Linear do Rio Pavia* [6.2], presumiu-se os diques existentes na zona envolvente da implantação seriam diferentes nas suas duas margens. Conforme se mostra na Figura 6.4, enquanto na margem esquerda foi mantido o afloramento rochoso ou rocha existente – sã ou meteorizada (com reboco e pintura nos paramentos), na margem direita foi construído um muro de betão armado com sapata (em L).



*Figura 6.4*: Extracto do *Projecto do Parque Linear do Rio Pavia*: (a) planta das secções e (b) tabela das secções definidas na Arquitectura Paisagística. Secções tipo correspondentes – De-C-02 e Dd-C-04 [6.2].

Os paramentos exteriores de ambos os diques são similares, com reboco de regularização (à cor branca), tal como os seus coroamentos superiores em laje de granito a uma cota de coroamento semelhante à dos pavimentos existentes nas imediações (calçada em granito, à esquerda e revestimento vegetal, à direita).

### 6.1.2.2 Estudo hidrológico

De acordo com o volume *Obras Hidráulicas do Projecto do Parque Linear do Rio Pavia* (2004) **[6.2]**, as intervenções no leito e nas margens do rio Pavia subordinaram-se aos objectivos gerais e específicos estabelecidos para o *Parque Linear do Rio Pavia*, nomeadamente em termos de requalificação estética e incremento da fruição colectiva da zona. A componente de obras hidráulicas integrou 4 grupos de intervenções, em particular ao nível dos diques marginais e da recirculação da água no rio. Já num relatório antecedente – *Revisão do Estudo Prévio* (Abril 2003), tinha sido apresentado um outro estudo hidráulico do rio com os objectivos de definir o grau de protecção das margens e orientar a decisão relativamente à (re)construção dos diques marginais. Tal estudo baseou-se na situação à época e simulou o comportamento hidráulico do rio para o caudal de cheia relativo ao período de retorno T = 100 anos. Aquela simulação mostrou que a ocorrência desse caudal daria origem à inundação de uma área considerável, incluindo toda a área do *Parque Linear* e a maior parte dos edifícios a ele adjacentes.

Tendo em conta os dados recolhidos do *Projecto de Obras Hidráulicas* (2004) **[6.2]**, presume-se que o nível máximo de cheia se compreenda entre as cotas 436,20 e 436,40 m na secção proposta para a implantação da ponte, considerando o caudal de projecto de 60 m<sup>3</sup>/s (T = 15 anos). Faz-se notar que, de acordo com as peças desenhadas daquele projecto, as cotas dos diques à zona e imediações da área de intervenção se propunham à "cota única" de 436,00 m. Porém, tendo em conta os levantamentos actuais, foi possível verificar que as cotas dos diques se situavam a um nível ligeiramente superior: 436,37 m (margem esquerda) e 436,16 m (margem direita). Nesse sentido, garantiu-se, porventura, um dos desígnios estabelecidos para uma das principais obras hidráulicas projectada em 2004: "…*os diques marginais constituem um elemento de importância primordial na contenção do leito do rio Pavia..."*.

Não obstante os estudos e análises apresentadas, procedeu-se a uma verificação simplificada do nível máximo de cheia para ambas as situações assumidas para o caudal: 139,9 m<sup>3</sup>/s e 60 m<sup>3</sup>/s. No caso de rios de pequena dimensão, que possuem vazões relativamente reduzidas, optou-se por calcular a cota de máxima cheia pela conhecida fórmula de **Manning-Strickler** aplicada para canais abertos **[6.3]**. Admitindo a existência de um canal regular, com secção transversal igual à secção de escoamento sob a ponte, foi obtida a área necessária para escoar o caudal máximo de projecto do curso de água. Essa área de escoamento correspondeu a uma simplificação da secção real – canal rectangular de largura 12,8 m e profundidade média à cota de fundo de 433,80 m. O declive do canal (0,0025 m/m) foi estimado para um troço a montante (*ca.* 100 m), entre a secção de atravessamento e a Ponte Rua Emídio Navarro.

O coeficiente de rugosidade (*K*) admitido foi 58,8 m<sup>1/3</sup>/s, correspondendo a uma rugosidade (*n*) de 0,017 m<sup>-1/3</sup>/s, para canais a céu aberto, mistos em betão e alvenaria de pedra, com alinhamentos rectos e curvos, sob condições razoáveis de escoamento.

As cotas foram calculadas iterativamente, tendo sido posteriormente comparadas com os respectivos caudais de cheia associados aos períodos de retorno T = 15 anos e T = 100 anos. O diagrama da Figura 6.5 ilustra o andamento do valor da cota de cheia (*Z*) em função do caudal correspondente (*Q*). Como expectável, segundo o regime simplificado descrito, obtiveram-se cotas máximas para ambos os caudais de cheia inferiores às obtidas com base no estudo hidráulico do *Projecto de Obras Hidráulicas* (2004) [6.2].



*Figura 6.5*: Evolução da cota de cheia máxima em função do caudal (Z - Q).

Para o caudal de projecto 60 m<sup>3</sup>/s (T = 15 anos), o nível máximo de cheia obtido foi consideravelmente inferior às cotas dos coroamentos dos diques marginais à zona. No entanto, perante a análise conjunta dos resultados, tomou-se a cota máxima de cheia de 436,25 m representativa da situação mais condicionante, sendo inferior ao nível actual do dique da margem esquerda e da zona envolvente. Àquela cota corresponde um *gabarit* mínimo da ponte de cerca de 2,45 m relativamente ao fundo do leito. Como pormenorizado nas peças do projecto, a ponte apresenta o seu arco metálico inferior à cota de 436,40 m (longarinas) e o arco compósito inferior à cota de 436,64 m (laje compósita). Refere-se que, a montante, a ponte da Rua Emídio Navarro apresenta o seu arco em alvenaria a uma cota inferior a 436,45 m.

#### 6.1.3 CONCEPÇÃO E DESCRIÇÃO DA PROPOSTA

## 6.1.3.1 Conceito

A estrutura concebida para a ponte pedonal incluiu uma solução compósita (GFRP) para a laje do tabuleiro correspondente ao painel pré-fabricado multicelular investigado ao longo da presente tese, *vd*. Fig. 6.6. O sistema híbrido da ponte foi assegurado por uma estrutura vigada de suporte em aço, simplesmente apoiada num só tramo isostático. A acção compósita completa entre os dois elementos estruturais (perfil de aço – painel compósito) é assegurada por uma conexão de ligação tipo mista, por aplicação de adesivo epoxídico e cravação fulminante de cavilhas roscadas.



Figura 6.6: Esquema da assemblagem dos painéis multicelulares de GFRP para formação da laje do tabuleiro.

## 6.1.3.2 Enquadramento paisagístico

Em termos de integração paisagística, o tabuleiro da ponte apresenta-se desenvolvido sobre os muros marginais com uma ligeira curvatura, a cotas superiores ao nível altimétrico dos diques existentes, numa situação praticamente plana e ampla da zona envolvente, *vd*. Fig. 6.7. A ponte vence uma distância de 12,8 m entre faces dos muros das margens. Como se refere mais à frente, a guarda metálica "acostelada" confere-lhe envolvência estética, quer ao próprio sistema estrutural híbrido quer ao meio envolvente.



Figura 6.7: Vista do local da implantação da obra, sobre o leito do rio, com fotomontagem da ponte pedonal.

Todo o conjunto metálico da estrutura da ponte é caracterizado por uma tonalidade avermelhada (pintura à cor RAL 8.004), que se demarca do restante edificado e infra-estruturas envolventes. De seguida, transcreve-se um extracto da nota justificativa do tom pretendido para a ponte (durante a fase construtiva): "<u>Contexto</u>: a nova ponte insere-se numa área já consolidada com uma lógica própria muito determinada pelo ambiente do parque da Feira e da sua relação com o rio, que com esta nova ligação terá um novo elemento e como tal uma inevitável alteração desta relação, que se pretende ser para positiva, não só em termos funcionais como em termos de ambiência geral...

<u>Projecto</u>....o projecto da ponte por várias razões de ordem técnica, construtiva, económica entre outras, procurou sempre ser de uma grande simplicidade não se querendo impor à lógica atrás descrita, mas antes inserir-se nela, tendo no entanto de se assumir como um novo elemento feito à posteriori das obras do plano da Feira. Tendo-se procurado, até por questões económicas, uma solução de guarda muito simples dentro da linguagem da existente nas margens, as guardas da ponte pelas questões inerentes, como sejam geometria arqueada da ponte ou desenho inclinado para remate nos perfis de aço, acabam por se transformar numa realidade diferente das guardas da margem. ... a ponte deve ser entendida como uma entidade única e coerente, constituída por estrutura, tabuleiro, guarda-corpos e chapas de remate, inserida na realidade anterior mas claramente diferenciada desta. Neste sentido a escolha de uma cor diferente da pré-existente para os elementos metálicos da ponte parece-nos, salvo melhor opinião, ser a melhor opção. ... a cor vermelha é frequentemente utilizada em vários contextos em pontes pedonais metálicas, quando se pretende realçar este sentido de "linha" de um novo elemento inserido num contexto pré-existente. Além disso é inegável a expressividade complementar que estas cores introduzem, que neste caso específico poderia ser uma mais-valia dada a extrema simplicidade do desenho da ponte, onde poderia ter na cor um pequeno apontamento de destaque.

<u>Conclusão</u>:...defende-se a escolha de uma cor de acabamento dentro dos tons vermelhos (e.g., com tons de óxido de ferro ou vermelhos similares) em RAL a afinar para a pintura final da ponte em causa."

#### 6.1.3.3 Caracterização construtiva e descrição do tabuleiro

O tabuleiro é constituído pela associação de 19 painéis multicelulares, dispostos transversalmente à direcção longitudinal da ponte, ligados entre si por encaixe vertical sob pressão (*snap-fit*). O comprimento de 2.500 mm dos painéis representa a largura bruta da ponte (*B*), para um tabuleiro de laje celular com uma altura de 75 mm (*h*). Os painéis assentam sobre duas longarinas em perfil de aço laminado a quente, tratado e pintado, com uma secção constante (perfil HEB 280), sendo ligados ao vigamento por colagem epoxídica (*e*, espessura de 3 mm), complementada pela cravação fulminante de cavilhas metálicas nas zonas de ligação *snap-fit*. A solução estrutural final desenvolve-se em arco com um raio de cerca de 114 m (*R*, ao nível superior do tabuleiro), segundo uma curvatura das longarinas com um desvio ao eixo de 203 mm entre as suas extremidades (*f*, flecha final após montagem e instalação do tabuleiro), *vd*. Fig. 6.8.

As duas longarinas metálicas, simplesmente apoiadas num só tramo, vencem um vão com 13,30 m, sendo os apoios assegurados por troços extremos compreendidos entre 0,10 m e 0,21 m, o que perfaz um comprimento total à ponte de 13,61 m. Tendo em conta a curvatura da ponte, a última distância, entre juntas de apoios, corresponde a um arco "coberto" com um comprimento total de 13,49 m. As longarinas possuem um afastamento entre eixos igual a 1,50 m, as quais são ligadas entre si através de travessas metálicas (IPE 140), quer sobre os apoios quer aproximadamente nos terços do vão, *vd*. Fig. 6.9.

Os apoios são constituídos por sistemas metálicos de cavilha, que assentam sobre os encontros executados em betão armado. Em particular, os cavilhões apoiam em plintos selados com *grout*, na espessura de 3 cm, chumbados em profundidade ao betão das vigas de estribo com recurso a chumbadouros roscados M22 (classe 8.8), apertados no sistema de porca – anilha. Um dos apoios é fixo no encontro da margem direita e o outro é móvel no encontro da margem esquerda, de forma a evitar a introdução de esforços na estrutura por efeito da acção das variações térmicas. A junta dos encontros é vencida através de chapas *gota* em aço.



Figura 6.8: Perspectivas virtuais tridimensionais do tabuleiro da ponte pedonal: (a) vista superior e (b) vista inferior.

Os guarda-corpos são igualmente em aço, pintados à cor das longarinas, semelhantes construtivamente às guardas existentes sobre os diques. Estes são constituídos por prumos principais, em barra chata, com perfis tubulares horizontais (corrimãos) e varão devidamente afastado a fechar o sistema. A guarda acompanha harmoniosamente a curvatura da ponte, sem "tocar" o tabuleiro compósito, com os prumos em forma de "costela" a apoiarem-se lateralmente nas almas das longarinas, *vd.* Fig. 6.9. Deste modo, o tabuleiro híbrido, com uma altura total de 360 mm, confere à ponte uma maior esbelteza e interdependência material na hibridização do sistema, ainda que aparente pelo modo como as guardas "cercam" o tabuleiro.



Figura 6.9: Perspectivas virtuais tridimensionais da ponte pedonal: (a) vista lateral e (b) vista frontal.

De particular interesse, importa destacar o reduzido peso total da solução estrutural do tabuleiro híbrido – 4,7 tonf. (139 kgf/m<sup>2</sup> e 347 kgf/m, por área de superfície e metro longitudinal do tabuleiro, respectivamente). Na Tabela 6.1 encontra-se discriminado o peso próprio de cada componente da estrutura, sendo que a laje compósita do tabuleiro (*inc*. ligantes adesivos) representa somente 25% desse peso total. A título comparativo, estima-se que uma solução mista convencional (aço – betão) excederia sensivelmente entre 4 a 5 vezes o peso da estrutura híbrida (70–80% mais leve face às soluções convencionais [6.4]). Considerando relações análogas, um paralelismo similar pode ser estabelecido para tabuleiros rodoviários [6.5-6.9].

Tabela 6.1: Peso próprio (pp) do tabuleiro da ponte pedonal e dos componentes integrados.

Componentes da ponte pedonal	<b>pp</b> <sub>global</sub> [kgf – N]	<b>pp</b> longitudinal [kgf/m – N/m]
Laje compósita do tabuleiro (GFRP) <sup>(1)</sup>	876 - 859	65 - 64
Adesivos, ligantes de revestimento (e outros) (2)	338 - 332	25 - 25
Estrutura metálica de suporte (sem guarda) <sup>(3)</sup>	2.927 - 2.871	217 - 213
Guarda-corpos metálico (par) <sup>(4)</sup>	540 - 530	40 - 39
	4.681 kgf – 4.592 N	347 kgf/m – 341 N/m

<sup>(1)</sup> Painéis = 19 *un*. (*inc*. abas *snap-fit* de remate).

<sup>(2)</sup> Camada de desgaste  $\approx 274$  kgf e adesivo epoxídico de ligações  $\approx 60$  kgf (*inc.* 1% de cavilhas roscadas).

 $^{(3)}$  Perfis HEB 280 = 2.804 kgf, travessas IPE = 77 kgf e chapas de reforço interno = 46 kgf.

<sup>(4)</sup> Guarda-corpos completo – 18% da estrutura de suporte e 13% do tabuleiro da ponte.

NOTAS: (i) Peso próprio por metro de desenvolvimento longitudinal de tabuleiro coberto (≈ 13,5 m).

(ii) Não inclui chapas de remate, de transição e aparelhos de apoio.

(iii) Estimativa do peso total da obra final ≈ 5 tonf, devido à subida do guarda-corpos (10 cm),

instalação eléctrica e por aplicação de adesivos e ligantes em quantidades superiores às previstas.

Em termos de processo construtivo – Secção 6.5, a estrutura metálica da ponte foi montada na íntegra em fábrica, incluindo guarda-corpos acoplados, sendo posteriormente transportada e colocada *in situ* sobre os plintos dos encontros. A instalação da estrutura metálica foi finalizada mediante a ligação dos apoios em cavilha nos encontros, após prévio ajuste altimétrico da estrutura. Esta operação foi realizada num só dia. De seguida, decorreram as operações de aplicação e conexão dos painéis de laje, entre si e ao vigamento metálico. De igual modo, foi somente necessário um dia para a realização destas últimas operações.

Por último, a superfície do tabuleiro em GFRP foi revestida por uma camada de desgaste de base polimérica (2–4 mm), com características antiderrapantes. O processo de tratamento envolvido foi efectuado seguindo as prescrições indicadas pelo fabricante do painel e fornecedor dos materiais constituintes do revestimento. Foram aplicadas as chapas metálicas de remate e transição entre as guardas dos diques marginais e da ponte (acrotérios), *cf*. Fig. 6.9. A ponte entrou ao serviço após tratamento final da superfície do pavimento. A realização de ensaios de carga antecedeu a abertura definitiva da ponte ao público.

## 6.2 ELEMENTOS DE BASE AO PROJECTO

Nesta secção referem-se os elementos de base ao projecto, alguns dos quais envolvidos nos estudos e nas várias fases de concepção da ponte, tais como: ( $\S6.2.1$ ) regulamentação, ( $\S6.2.2$ ) materiais, ( $\S6.2.3$ ) acções e critérios de verificação da segurança e ( $\S6.2.4$ ) metodologias de cálculo e análise do tabuleiro misto.

## 6.2.1 REGULAMENTAÇÃO

No projecto da ponte pedonal foram tidos em consideração os seguintes regulamentos e especificações<sup>1</sup>:

- RSA "Regulamento de Segurança e Acções em Estruturas de Edifícios e Pontes" [6.10].
- REBAP "Regulamento de Estruturas de Betão Armado e Pré-Esforçado" [6.11].
- NP EN 206-1 "Betão. Parte 1: Especificação, desempenho, produção e conformidade" [6.12].
- Eurocódigo 0 "Base para o projecto de estruturas" [6.13,6.14].
- Eurocódigo 1 "Acções em estruturas" [6.15-6.19].
- Eurocódigo 2 "Projecto de estruturas de betão" [6.20,6.21].
- Eurocódigo 3 "Projecto de estruturas de aço" [6.22-6.24].
- Eurocódigo 4 "Projecto de estruturas mistas de aço e betão" [6.25,6.26].
- Eurocódigo 5 "Projecto de estruturas de madeira" [6.27,6.28].
- Eurocódigo 8: "Projecto de estruturas para resistência aos sismos" [6.29].
- SIA 160: "Effects of loads on structures", *Swiss National Standards* [6.30].
- BS 5400-2 "Steel, concrete and composite bridges. Part 2", *British Standards Institute* [6.31].
- CNR-DT 205 "Guide for the Design and Construction of Structures made of FRP Pultruded Elements" [6.32].
- AASHTO "Guide specifications for design of pedestrian bridges", *American Association* of State Highway and Transportation Officials [6.33].
- EN 13076 "Reinforced plastics composites Specifications for pultruded profiles" [6.34].

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Regulamentos oficiais e normas, excluindo manuais e recomendações técnicas, designadamente no âmbito da análise dinâmica. As designações completas dos regulamentos são apresentadas nas referências bibliográficas do **Capítulo 6**, em particular as várias partes integrantes dos Eurocódigos utilizadas quer na versão Europeia (EN) quer na versão nacional homologada (NP EN).

## 6.2.2 MATERIAIS

Os materiais que foram utilizados na estrutura da ponte e fundações são os seguintes:

•	GFRP	( <sup>*</sup> norma sem <i>ref<sup>a</sup></i> bibliográfica na tese)
	a) Compósito em painel Delta Deck <sup>™</sup> SF.75.L	
•	Betão	
	a) Classes de resistência:	
	Encontros (vigas de estribo)	C30/37
	Enchimento e regularização	C20/25
	b) Classe de exposição ambiental (NP EN 206-1)	
	Encontros (vigas de estribo)	XC4
	Enchimento e regularização	XC0
	c) Máxima dimensão do agregado:	
	Encontros (vigas de estribo)	
	d) Máximo teor de cloretos:	
	Encontros (vigas de estribo)	Cl0,4
	e) Consistência do betão:	
	Enchimento e regularização	≥S2
	Encontros (vigas de estribo)	≥S2
•	Recobrimento nominal das armaduras	
	Vigas de estribo	50 mm
	Muros ala e de espelho	40 mm
•	Aço em armaduras	
	a) Aço em armaduras ordinárias e ferrolhos	A 500 NR SD (EN 10080:2005) *
•	Aço em perfis e chapas	
	a) Aço em chapas e perfis em geral	S 275 JR (NP EN 10025+A1) *
	b) Aço em perfis tubulares	S 275 J2H (NP EN 10210) *
	c) Aço em chapas gota secundárias (junta e quinada)	S 235 JR (NP EN 10025-2) *
•	Conectores, cavilhas e chumbadouros	
	a) Conectores HILTI (X-EM 10H-24-12)	$f_{\mu} \ge 2.000 \text{ MPa e HR.C 56.5 (ABS)}^*$
	b) Cavilhas	S 275 JR (NP EN 10025+A1)*
	c) Chumbadouros	Classe 8.8
•	A desivo estrutural	
-	a) Resina enovídica tixotrópica SIK $\Delta$ (SikaDur 31 CE)	(FN 1504-4) <sup>*</sup>
	a) Resina eponiciea unouopica Sira (Siraba SI-CI)	

Os elementos de pedra são em granito cinza da região, semelhante ao aplicado em toda a linha do rio Pavia, tanto em laje de coroamento como em calçada de cubo e lancil delimitador.

## 6.2.3 ACÇÕES E CRITÉRIOS DE VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA

A quantificação das acções e suas combinações foram efectuadas, respectivamente, de acordo com o Eurocódigo 1 [6.15-6.19] e o Eurocódigo 0 [6.13,6.14], e no que se refere à acção sísmica de acordo com o Anexo Nacional da NP EN 1998-1:2010 [6.29]. Nos parágrafos seguintes, indica-se a quantificação de cada uma das acções: permanentes (G), variáveis (Q) e acidentais (A).

#### 6.2.3.1 Acções permanentes – G

Os pesos próprios  $(pp)^1$  dos elementos estruturais tomaram os seguintes pesos volúmicos:

•	Betão armado	$pp_c = 25,0 \text{ kN/m}^3$
•	Aço estrutural	$pp_s = 77,0 \text{ kN/m}^3$
•	Material compósito GFRP	$pp_{GFRP} = 18,6 \text{ kN/m}^3$

Para as restantes cargas permanentes (rcp) dos elementos não estruturais foram consideradas com os valores:

Camada de desgaste polimérica (26,7 kN/m<sup>3</sup>) rcp<sub>rev</sub> = 0,08 kN/m<sup>2</sup>
Guarda-corpos em aço (77,0 kN/m<sup>3</sup>) rcp<sub>g-c</sub> = 0,21 kN/m (em cada lado)

Considerou-se para a camada de desgaste uma espessura média de 3–4 mm, a ser constituída por ligante epoxídico e areia de sílica, com acabamento final à base de tinta de poliuretano. Os impulsos de terras foram calculados com base no peso volúmico do solo (18 kN/m<sup>3</sup>) e no seu ângulo de atrito interno (30°).

## 6.2.3.2 Acções variáveis – Q

Como acções variáveis foram consideradas as acções devidas à sobrecarga de tráfego pedonal ( $q_{fk} \in Q_{fwk}$ ), variações de temperatura (T), vento ( $F_W$ ), neve ( $Q_{Sn}$ ) e sismo ( $A_E$ )<sup>2</sup>, tal como a seguir quantificadas.

a) Sobrecarga pedonal ( $q_{fk} / Q_{fwk}$ ) – a secção 5 da EN 1991-2:2003 [6.19] (acções em passeios, ciclovias e pontes pedonais) estabelece especificamente modelos de carga representativos da acção humana e do tráfego não motorizado, definindo valores que devem ser usados na verificação aos ELS e ELU. Os diversos valores representativos das acções variáveis (tráfego) podem ser valores: (i) característicos, (ii) frequentes ou (iii) quase-permanentes. Nesse sentido, para o dimensionamento da ponte pedonal foram definidos os modelos de carga (M) descritos na Tabela 6.2, com os seus respectivos valores, onde se expõe cumulativamente informação que, em termos de norma europeia, serviu de base à calibração dos modelos e valores de carga assumidos (à excepção da fadiga).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Não foram consideradas as cargas permanentes relativas ao adesivo estrutural epoxídico e aos elementos de cravação.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Efeito da acção sísmica quantificado por método de análise simplificada.

Foi utilizado o valor da sobrecarga definido no modelo M1 por se considerar um modelo de carga em multidão. No caso contrário, sem cenário de multidão, a **EN 1991-2:2003 [6.19]** recomenda uma expressão analítica que, para o vão em causa, se traduz num valor inferior (4,77 kN/m<sup>2</sup>). Na qualidade de acção mais importante, importa referir que esta difere em cerca de 100 kg/m<sup>2</sup> da indicada no **RSA [6.10]**.

Madalas da sanga	Valores					
Wouldos de carga	Característicos	Frequentes	Quase-permanentes			
M1 Sobrecarga uniformemente distribuída	Valor nominal (NA) $q_{fk} = 5 \text{ kN/m}^2$ (pretende representar os efeitos de uma multidão)	Força estática equivalente, calibrada na assumpção de 2 pessoas por $m^2$ (sem considerar comportamento dinâmico). Para pontes em meio urbano pode ser considerado como uma acção de uma semana de período de retorno.	Calibração NP EN 1990:2009			
M2 Sobrecarga concentrada	Valor nominal (NA) Q <sub>fwk</sub> = 10 kN	Sem relevância	Sem relevância			
M3 Veículo de serviço	Valor nominal (NA) Q <sub>ser</sub> = 40 kN e 80 KN/eixo	Sem relevância	Sem relevância			

Tabela 6.2: Bases e valores de calibração dos modelos de carga (M) para pontes pedonais.

 M1 – aplicada nas posições mais desfavoráveis do tabuleiro nas duas direcções (longitudinal e transversal).
 NA

 M2 – actua numa superfície quadrada de lado 0,10 m.
 (Anexo Nacional)

M3 – modelo excluído do projecto.

Com a acção relativa ao modelo M2 pretendeu-se ter em conta os efeitos locais, sendo que estes podem ser distinguidos dos efeitos globais numa dada verificação de segurança. Por opção do Dono de Obra (SRU), foi excluído o modelo M3 por restrição do acesso à ponte de veículos de serviço<sup>1</sup>. A exclusão do modelo M3 implica a consideração do modelo M2. Estes modelos, que podem ser agrupados, conduzem às acções verticais e horizontais (estáticas e dinâmicas). Como preconizado, a acção horizontal foi considera-da em 10% da carga total correspondente à sobrecarga vertical, a actuar na superfície do tabuleiro da ponte na sua direcção longitudinal. Esta acção característica deve ser considerada em simultâneo com a correspondente carga vertical, mas nunca com a concentrada. Face às considerações e opções tomadas, na Tabela 6.3 são resumidos os valores das cargas em função dos respectivos modelos e grupos de carga (único,  $g_{r1}$ ).

Tabela 6.3: Definição dos grupos de carga para a ponte pedonal (valores característicos).

Grupos de carga	Acções verticais	Acções horizontais
Grupo de carga pedonal $(g_{r1})$	$q_{fk} = 5 \text{ kN/m}^2$	$Q_{flk} = 0.5 \text{ kN/m}^{2 (1)}$
Carga concentrada local	$Q_{\rm fwk}$ =10 kN	-

<sup>(1)</sup>  $Q_{flk} - 10\%$  de  $q_{fk}$  por área de superfície do tabuleiro (coberto).

<sup>1</sup> Não obstante a possibilidade de atravessamento de veículo ligeiros de emergência.

Relativamente ao carácter dinâmico induzido pela sobrecarga pedonal, a **EN 1991-2:2003 [6.19]** estabelece que as frequências naturais da estrutura da ponte devem ser determinadas com base em modelos dinâmicos adequados, procurando-se evitar que as frequências por excitação humana<sup>1</sup> sejam próximas de uma das frequências naturais da ponte – responsável por conduzir a fenómenos de ressonância. Associados à maior ou menor complexidade dos modelos dinâmicos assumidos, devem ser definidos critérios de conforto à vibração para limitar deformações dinâmicas consideradas indesejáveis nos ELS.

Em relação aos guarda-corpos da ponte, foi considerada uma força uniformemente distribuída com valor característico igual a 1,0 kN/m, aplicada horizontal ou verticalmente ao nível do corrimão superior. De acordo com a **EN 1991-2:2003 [6.19]**, foi também tido em conta o facto da guarda não ser protegida contra a eventual colisão de veículos.

Por último, ainda referente à **EN 1991-2:2003 [6.19]**, foi estabelecida uma sobrecarga vertical uniformemente distribuída de 5 kN/m<sup>2</sup>, devida ao tráfego pedonal. Esta foi considerada para efeito da determinação do impulso das terras sobre o muro do encontro direito e da viga estribo do encontro esquerdo assente sobre um afloramento rochoso.

b) Temperatura (*T*) – as variações térmicas foram definidas de acordo com a NP EN 1991-1-5:2009 [6.18], que especifica para tabuleiros de pontes, incluindo estruturas mistas aço – betão (Tipo 2), componentes da variação (i) uniforme e (ii) diferencial de temperatura. As segundas não foram admitidas atendendo à estrutura celular do painel compósito, à esbelteza e ao revestimento polimérico do tabuleiro da ponte (*inc*. protecção da estrutura metálica). Em relação às primeiras componentes, foram consideradas para a Zona A (Viseu) as seguintes variações uniformes de temperatura:  $T_{e.mín} = -6$  °C (mínima) e  $T_{e.máx} = +45$  °C (máxima), o que corresponde a uma amplitude total da componente da variação uniforme de temperatura da ponte de 51 °C. Segundo o NA, os valores característicos das amplitudes máximas das variações positivas (dilatação) e negativas (contracção) da componente de temperatura uniforme da ponte são respectivamente:  $\Delta T_{N,exp} = 30$  °C e  $\Delta T_{N,con} = 21$  °C.

A gama de amplitudes das variações uniformes de temperatura induz na estrutura isostática da ponte uma variação de comprimento nos seus elementos, cujos efeitos foram considerados ao nível das juntas de transição nos apoios – por translação do apoio móvel bi-articulado, segundo amplitudes máximas correspondentes às variações uniformes da temperatura. Dada a proximidade entre os coeficientes de dilatação térmica do aço ( $12 \times 10^{-6}$  /°C) [6.22] e do material GFRP ( $8-14 \times 10^{-6}$  /°C, direcção da pultrusão) [6.8], as deformações globais na estrutura mista, devido às variações térmicas, foram determinadas assumindo um coeficiente global  $\alpha = 12 \times 10^{-6}$  /°C.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Gama típica de frequências nos cenários: i) caminhada: 1,0–3,0 Hz na direcção vertical e 0,5–1,5 Hz, na direcção horizontal; ii) corrida em grupo: 3,0 Hz na direcção vertical.

d) Neve ( $Q_{Sn}$ ) – a acção da neve foi quantificada com base na NP EN 1991-1-3:2009 [6.16], sendo esta equivalente a uma carga uniformemente distribuída –  $Q_{Sn} = 1,32$  kN/m<sup>2</sup>, para condições locais "excepcionais" (associadas à Zona 1 – Viseu, a uma altitude de 436 m). A quantificação desta acção pode ser consultada no Anexo E.1.1. Faz-se notar que a acção da neve apresenta um efeito mais desfavorável que a acção do vento na direcção vertical (sentido descendente). Contudo, refira-se que as cargas da neve não devem ser combinadas com os grupos de carga do tráfego pedonal ( $g_{r1}$ ), *cf*. Tabela 6.3.

c) Vento ( $F_W$ ) – para a definição da acção do vento, foram considerados os parâmetros de quantificação estipulados na NP EN 1991-1-4:2010 [6.17], conforme descrito no Anexo E.1.2. Foram quantificados os seguintes valores da força do vento sobre o tabuleiro, segundo as duas direcções condicionantes:  $F_{W,z} = 23$  kN (vertical) e  $F_{W,x} = 18$  kN (transversal). Importa notar que a força do vento estimada na direcção vertical é da mesma ordem de grandeza da carga permanente de cada meia parte mista da estrutura da ponte (*ca*. 23,2 kN – 0,70 kN/m<sup>2</sup> por vigamento), *i.e.*, *ca*. 50% da carga permanente total da ponte.

e) Sismo ( $A_E$ ) – de acordo com o Anexo Nacional da NP EN 1998-1:2010 [6.29], a ponte localiza-se na zona sísmica 1,6 e 2,5 para a acção sísmica Tipo 1 e Tipo 2, respectivamente, sendo os correspondentes valores de  $a_{gR}$  iguais a 0,35 m/s<sup>2</sup> e 0,80 m/s<sup>2</sup>. Admitindo um coeficiente de importância  $\gamma$  unitário, obtêmse valores de cálculo das acelerações à superfície do terreno (tipo A) idênticos aos anteriores:  $a_g = \gamma_{eagR}$ . Tendo em conta a simplicidade da estrutura da ponte, os efeitos da acção sísmica foram assumidos segundo uma análise linear simplificada por *espectro de resposta elástica* –  $S_e$  (método das forças laterais), considerando as duas translações horizontais no plano (mais relevante face à acção sísmica vertical). Para a situação de pico do espectro de aceleração ( $S_e/a_g = 2,5.S.\eta$ )<sup>1</sup>, foi possível obter as forças horizontais aplicadas ao nível da estrutura com base na seguinte expressão:  $F_{mdx} = M.S_e = 4,1-9,2$  kN (Tipo 1– 2), sendo *M* a massa total do tabuleiro. A estrutura do tabuleiro deve ser verificada sob a acção destas forças que lhe são directamente aplicadas e dos esforços que lhe são transmitidos pelos aparelhos de apoio (*interface de isolamento* entre o tabuleiro e os encontros). Porém, dada a baixa sismicidade da zona e leveza do tabuleiro, resultaram forças de inércia inferiores às devidas à acção do vento no plano do tabuleiro (mais desfavoráveis). Como tal, a acção sísmica não foi considerada em virtude dos efeitos daquelas acções não deverem ser também considerados em simultâneo.

## 6.2.3.3 Acções acidentais – A

Perante a forma construtiva, o uso e a ordem funcional conferida à ponte pedonal sobre o rio Pavia, não foi explicitamente considerado nenhum tipo de acções acidentais previstas na secção 5 da norma **EN 1991-2:2003 [6.19]**, nomeadamente (i) por forças de colisão (sob o tabuleiro, pilares ou muros) e (ii) pela presença acidental de veículos sobre a ponte.

 $<sup>^{1}</sup>S = 1 \text{ m/s}^{2}$  - coeficiente de solo para terreno do tipo A;  $\eta = 1$  - coeficiente de correcção do amortecimento (*ref*<sup>a</sup> para 5% viscoso).

A não consideração do caso (i) associou-se, naturalmente, ao facto de se tratar de um atravessamento de um curso de água não navegável, sem escadarias nem rampeamentos de vão. Para o caso (ii), desvalorizou-se um cenário "improvável" do género, atendendo não só a largura útil (b = 2,15 m) disponível para atravessamento de veículos sobre o tabuleiro, como também ao sentido de previsão do Dono de Obra para a implementação de barreiras fixas de interdição ao acesso de veículos motorizados de 3 ou mais rodas. Porém, não foi colocada de parte, junto do Dono de Obra, a hipótese da ponte ser dotada de barreiras amovíveis nos seus acessos, de forma a permitir a passagem de um veículo ligeiro, na qualidade de constituir um acesso directo ao parque da Feira em situação de emergência. Desse modo, esta acção "acidental" foi considerada num formato simplificado relativamente ao prescrito no cenário (ii) da **EN 1991-2:2003 [6.19]**, tendo sido verificada a segurança da estrutura (apresentada mais à frente), em função do modelo de carga assumido (*veículo ligeiro*)<sup>1</sup>, a par do ensaio de carga realizado neste âmbito – *cf. §6.5.2*.

Embora não especificado em nenhum documento normativo, no contexto da laje compósita do tabuleiro poderá ser considerada uma acção acidental devido a forças de impacto localizadas do tipo perfurantes (*inc.* dinâmicas a baixa velocidade). A campanha experimental realizada neste âmbito – perfuração *quasi*-estática do laminado pultrudido (*§3.2.4* do **Capítulo 3**) permitiu avaliar roturas no material por indentação para valores de cerca de 160 kgf, sob acção de entalhe hemisférico de 6 mm. Apesar daquele valor ser próximo das forças dinâmicas amplificadas induzidas por um indivíduo (75 kgf), em modo de corrida rápida e *sprint*, seria excessivamente condicionante calibrar uma acção acidental enquadrada naqueles parâmetros de carga (perfurante).

#### 6.2.3.4 Combinações de acções

Os critérios utilizados na definição das combinações de acções foram baseados na NP EN 1990:2009 [6.13], em particular no Anexo 2 da EN 1990:2005 [6.14], que especifica as bases para o projecto de pontes. A verificação da segurança relativamente aos ELS e ELU foi efectuada segundo os métodos previstos nos Eurocódigos, em paralelo com outros documentos específicos para compósitos pultrudidos [6.32,6.34-6.36]. Neste contexto, a verificação aos ELS foi efectuada segundo a expressão  $E_d \leq C_d$ , que compara o valor de cálculo correspondente ao valor limite do critério de utilização ( $C_d$ ) com o valor dos efeitos das acções especificadas nesse critério para a combinação em causa ( $E_d$ ). A verificação aos ELU seguiu a ordem comparativa  $S_d \leq R_d$ , que define que os valores de cálculo do esforço actuante ( $S_d$ ) devem ser inferiores aos valores de cálculo do esforço resistente ( $R_d$ ). Quando necessário, este critério foi adaptado para efectuar a verificação de segurança em termos de tensões (ou outras grandezas de comparação). Na verificação da segurança consideraram-se os seguintes estados limites e as seguintes combinações de acções em relação aos ELS e ELU:

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Acção "acidental" no cenário de presença de *veículo ligeiro* de emergência sobre a ponte, segundo um modelo de carga para veículo (tara máx. de 10 tonf) de 2 eixos rodados simétricos, afastados entre si de 3,0 m, numa faixa de 1,5 m de largura.

## a) ELS para combinações de acções:

 $Q_{Sn}$  – neve (normal)

 $\mathbf{F}_{\mathbf{W}}$  – vento

Combinações características $E_{d,car} = 1, 0 \cdot G + Q_1 + \psi_{0,i} \cdot Q_i$	(6.1)
Combinações frequentes $E_{d,freq} = 1,0 \cdot G + \psi_{1,1} \cdot Q_1 + \psi_{2,i} \cdot Q_i$	(6.2)
Combinações quase-permanentes $E_{d,q,p} = 1, 0 \cdot G + \psi_{2,1} \cdot Q_1 + \psi_{2,i} \cdot Q_i$	(6.3)

em que, G representa as cargas permanentes,  $Q_i \in Q_i$  representam as acções variáveis de base e acompanhante, respectivamente. Para cada uma das acções, os coeficientes de redução  $\psi$  tomaram os valores indicados na Tabela 6.4.

Acção / Coeficiente	es ψ <sub>0</sub>	Ψ1	Ψ2
$q_{fk}$ – sobrecarga pedonal (gr1)	(1) 0,4	0,4	0,0
T – temperatura	0,6	0,6	0,5

0,5

0,3

0,2

0,2

0,0

0,0

Tabela 6.4: Coeficientes de redução ( $\psi$ ) assumidos no projecto da ponte pedonal.

<sup>(1)</sup> Coeficientes nulos para o modelo de carga M2 (carga concentrada,  $Q_{fwk}$ ).

#### b) ELU de resistência ou deformação excessiva para combinações fundamentais de acções:

Combinações fundamentais	1	$S_d = \gamma_{G1}$	$\cdot G_1 + \gamma_{G2}$	$G_2 + \gamma_{Q,1}$	$\cdot Q_1 + \gamma_{Q,i}$	$\cdot \psi_{0,i} \cdot Q_i$	(6.4)
--------------------------	---	---------------------	---------------------------	----------------------	----------------------------	------------------------------	-------

em que,  $G_1$  representa as cargas permanentes, correspondente ao peso próprio (*pp*) e à restante carga permanente da estrutura (*rcp*),  $G_2$  representa os efeitos do impulso de terras,  $Q_1$  representa uma acção variável de base (sobrecarga pedonal ou variação de temperatura) e  $Q_i$  representa outras acções variáveis. Na Tabela 6.5 encontram-se descritos os correspondentes coeficientes de majoração  $\gamma$ admitidos no projecto.

Tabela 6.5: Coeficientes de majoração () assumidos no projecto da ponte pedonal.

Efeito da acção / Coeficientes	$\gamma_{G1}\left(G_{1}\right)$	$\gamma_{G2}\left(G_{2}\right)$	$\gamma_{Q,1}\left(Q_{1}\right)$	$\gamma_{Q,i}\left(Q_{i}\right)$
Favorável	1,00	1,00	0	0
Desfavorável	1,35	1,50	1,35	1,50

Coeficiente  $\psi_0 = 0.4$  (sobrecarga pedonal) e  $\psi_0 = 0.5$  (neve).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Combinações envolvendo a acção sísmica  $(A_E)$  não consideradas em virtude do seu efeito ser menos condicionante que o vento.

#### 6.2.4 METODOLOGIAS DE CÁLCULO E ANÁLISE DO TABULEIRO MISTO

A análise da estrutura para efeitos de avaliação do seu comportamento em serviço (ELS) e verificação da segurança aos ELU foi efectuada essencialmente com base em modelos estáticos lineares, segundo disposições regulamentares dos Eurocódigos e de outros documentos da especialidade sobre estruturas FRP.

Como situação mais condicionante, procedeu-se em primeiro lugar à verificação da segurança aos ELS de deformabilidade. Esta foi limitada para uma flecha vertical de L/238 (56 mm), devido à acção variável de base sobrecarga ( $q_{fk}$ ) associada ao valor de combinação da acção variável vento ( $F_w$ ). Faz-se notar que o tabuleiro no estado não carregado (combinação de acções Q) deve apresentar um arco com um desvio à corda de 203 mm, tendo sido a estrutura metálica no seu conjunto submetida, inicialmente, por calandragem a uma contra-flecha total de 220 mm. Para a análise das acções verticais, a estrutura da ponte foi analisada recorrendo a modelos isostáticos de viga que, por simetria do tabuleiro, se associou a duas vigas mistas idênticas. Ao nível da secção mista foi assumido um comportamento de (i) acção compósita completa, atendendo ao modo de execução pretendido para a conexão entre vigas e painéis (adesiva e cravada), e de (ii) interacção de corte parcial no painel por flexibilidade do seu núcleo celular entre banzos.

Dada a susceptibilidade do tabuleiro (*leve* e *flexível*) às vibrações por indução humana, foram análises dinâmicas para controlo das mesmas – (i) *indirecto* e (ii) *directo*. No primeiro caso, os efeitos da vibração ao tráfego transeunte foram controlados por via das frequências recorrendo a análises modais, tendo sido estimada uma frequência fundamental próxima de 4,5 Hz (modo de flexão vertical). No segundo caso, por via das acelerações, o atravessamento da ponte para fluxos pedonais densos (superior a 1 indivíduo / m<sup>2</sup>) poderá ser desaconselhável, tendo em conta os níveis de conforto humano que poderão ser percepcionados numa situação de tráfego "excepcional" – sincronismo de fluxos compactos. Foi tida em conta a influência relativa dos guarda-corpos na avaliação dinâmica do tabuleiro, tendo-se concluído que, ao contrário do esperado, os mesmos têm efeitos desfavoráveis (em termos da relação rigidez / massa). Porém, considerase que a linha construtiva adoptada foi bastante adequada, atendendo ao custo e à sua integração no meio.

Para a verificação da segurança aos ELU (resistência e instabilidade) compararam-se nas secções condicionantes (meio vão e apoios) os valores de cálculo dos esforços resistentes e os correspondentes valores de cálculo actuantes. A resistência última da secção mista, com interacção de corte parcial, foi avaliada com base em análises elástica e plástica. Quer os valores dos critérios de utilização impostos, quer as tensões e esforços resistentes instalados nas secções críticas, foram também determinados recorrendo a *software* de cálculo automático (simulação numérica de dois modelos do tabuleiro). O projecto da ponte pedonal foi igualmente apoiado nos resultados dos ensaios realizados ao longo desta tese. De seguida, descrevem-se especificamente estes dois últimos *elementos de base ao projecto*, utilizados na avaliação do comportamento, verificação da segurança e dimensionamento do tabuleiro da ponte pedonal: §6.2.4.1 – projecto com apoio experimental e §6.2.4.2 – descrição dos modelos numéricos.

#### 6.2.4.1 Projecto com apoio experimental

Decorrente do tema central da presente tese, foram realizados ensaios para determinar as propriedades do material laminado de GFRP, estabelecendo directamente a resistência última e as propriedades de utilização do painel de laje pultrudido a curto e longo prazo (constantes elásticas efectivas instantâneas e diferidas). Foram também realizados ensaios para verificar o comportamento das ligações e avaliar a rigidez de conexão de corte entre materiais (aço – GFRP) e a interacção de corte no núcleo celular do painel de laje. Com base nesses eixos de investigação, foi possível apoiar o projecto da ponte pedonal numa combinação de ensaios e de cálculos, de modo a confirmar, por verificações de controlo, as hipóteses de cálculo associadas ao elemento de laje pultrudido de GFRP, sobretudo no que respeita às propriedades mecânicas obtidas na sua direcção "fraca". Nesta última matéria reside um interesse acrescido atendendo ao modo de funcionamento do sistema vigado misto que, para momento positivo no vão longitudinal da ponte, instala no painel multicelular estados de compressão e de corte no seu plano transversal (comportamentos e propriedades associadas a um menor nível de conhecimento, *i.e.*, maior grau de incerteza).

O dimensionamento com apoio experimental encontra-se previsto na norma **NP EN 1990:2009 [6.13]**, onde é recomendado que o projecto apoiado em resultados de ensaios assegure o nível de fiabilidade necessário para a situação de projecto em causa. A incerteza estatística devida a um número limitado de resultados deve ser tida em conta, devendo ser aplicados coeficientes parciais aos materiais comparáveis aos utilizados nos Eurocódigos. Como relações constitutivas mais importantes, nas Figuras 6.10 (a) e (b) apresentam-se os comportamentos idealizados para o painel à compressão e ao corte no plano transversal.





As relações constitutivas do painel correspondem aos comportamentos "modelo" derivados no **Capítulo 4** (*cf. §4.3.3.3*), tendo em conta os correspondentes valores médios da resistência e da rigidez obtidos experimentalmente. Uma vez não se tratarem de parâmetros característicos, optou-se, no caso do corte, por admitir conservativamente uma relação bilinear elástica perfeitamente plástica ( $\tau_{el,T} \equiv \tau_{u,T} = 50$  kPa) sem "endurecimento" em regime *pseudo*-dúctil. Recorde-se que, à compressão, foi avaliado um compor-

tamento frágil perfeitamente linear ( $\sigma_{cu,T}$  = 17 MPa). Para o perfil de aço laminado a quente (S275), assumiu-se a relação  $\sigma_s - \varepsilon_s$  bilinear normativa [6.22] representada na Figura 6.10 (c), segundo um valor nominal da tensão de cedência  $f_{sy}$  = 275 MPa correspondente a uma extensão na cedência  $\varepsilon_{sy}$  = 1,3% (ductilidade admitida  $\varepsilon_{su}/\varepsilon_{sy}$  = 15). Na Tabela 6.6 encontram-se reunidas as propriedades mecânicas dos elementos (materiais) aplicados na ponte pedonal que, em termos do painel compósito, resultaram das campanhas experimentais desenvolvidas ao longo da tese - Capítulos 3, 4 e 5.

Tublia 0.0. Trophedades medaneas dos ciementos apricados no autureno da rome realizar compositi	<i>Tabela</i> 6.6:	Propriedades	s mecânicas o	dos elementos	aplicados n	o tabuleiro	da Ponte	Pedonal	Compósita.
---	--------------------	--------------	---------------	---------------	-------------	-------------	----------	---------	------------

Propriedades	Painel longitudinal (GFRP)	Painel transver (GFRP)	Painel transversal Perfil de aço (GFRP) (S275)		Adesivo epoxídico (SikaDur 31-CF)	
Solicitação	flexão	compressão e co	orte	tracção / compressão	tracção / compressão	
Módulo de elasticidade	$E_{ef} = 31,4$ GPa	Ê = 12,0 GPa		E <sub>s</sub> = 210,0 GPa	$E_a = 4,7 \text{ GPa}$	
Módulo de distorção	$G_{ef} = 2,8 \text{ GPa}$ (K <sub>s</sub> = 0,243)	$\hat{G} = 1,6 \text{ MPa}$		G <sub>s</sub> = 80,8 GPa	$G_a = 1,7 \text{ GPa}$ (isotropia, $v_a = 0,35$ )	
Tensão limite	$\sigma_{fu,L}$ = 122 MPa	$\sigma_{cu,T} = 17 \text{ MPa}$ $\tau_{e,T} \equiv \tau_{u,T} = 50 \text{ k}$	Pa	$f_{sy} \equiv f_{su} = 275 \text{ MPa}$	f <sub>au</sub> = 13–55 MPa (tracção–compressão)	
Extensão limite	$\epsilon_{\mathrm{fu},L} \approx 4,0\% \mathrm{o}$	$\epsilon_{cu,T} = 1,4\%$ $\gamma_{e,T} = 0,03 (\gamma_{u,T}/\gamma_{e,T})$	T = 3	$\begin{aligned} \varepsilon_{sy} &= 1,3\% o\\ \varepsilon_{su} &= 20\% o \; (\varepsilon_{su} / \varepsilon_{sy} = 15) \end{aligned}$	$\epsilon_{au}=3\% o$	
Coeficiente de fluência	$\phi_{\rm E} = 0,73 \ (50 \ {\rm anos})$ $\phi_{\rm G} = 1,95 \ (50 \ {\rm anos})$	n/ avaliado		s/ efeito	s/ referência	
Coeficientes parciais	$\gamma_{\rm f} = 1.0 \; ({\rm ELS})$ $\gamma_{\rm f} = 1.5 \; ({\rm ELU})$	, curto prazo)		$\begin{split} \gamma_{M0} &= 1,0 \; (\text{ELU}, \textit{res.}) \\ \gamma_{M1} &= 1,0 \; (\text{ELU}, \textit{est.}) \\ \gamma_{M2} &= 1,25 \; (\text{ligações}) \end{split}$	$\gamma_a = 3.0$ (ELS e ELU)	
NOTAS:			Propr	iedades características do	material laminado:	
Forças resistentes do painel na direcção transversal:			- Res	sistência à tracção:	355 MPa (L) e 22 MPa (T)	
- <i>Compressão no plano</i> : R <sub>cu,T</sub> = 157 kN/m			- Resistência à compressão: 282 MPa (L) e 68 MPa (T)			
- <i>Corte no plano</i> : $R_{sel,T} = R_{su,T} = 14 \text{ kN/m}$			- Mớ	ódulos à tracção:	25 GPa (L) e 8 GPa (T)	
Tensões resistentes da secção celular do painel:			- Mó	ódulos à compressão:	15 GPa (L) e 3 GPa (T)	
- <i>Compressão longitudinal</i> : $\sigma_{cu,L} = 183$ MPa (ensaio CL.#)			Cavilhas HII TI $(f \ge 2.000 \text{ N/mm}^2)$ [6.50]:			
- Compressao perpendicular: $\sigma_{cu,V} = 61$ MPa (ensaio CV.#).				- Valores recomendados: $N_{rec} = V_{rec} = 2.4 \text{ kN}$		
Conexao mortua (mecanica – adesiva – mista). $P_{acietáncia: 22 - 68 - 50 \text{ kN par interface} 477 \times 120 \times 2 \text{ mm}^3$				- Valores de cálculo: $N_{Pd} = V_{Pd} = 1.4 \times 2.4 \approx 3.4 \text{ kN}$		
- Resistencia. $22 - 68 - 50$ KV por interface $477 \times 120 \times 3$ mm <sup>3</sup> .					<u>nu</u> -,,. c,	

Módulo à idade t:  $M(t) = M_0 \cdot |1/1 + \phi_M(t)|_{M=E,G}$ 

Relembra-se que todas as propriedades indicadas para o painel dizem respeito a valores médios dos respectivos ensaios, à excepção das propriedades características determinadas para o material laminado pultrudido (cf. nota de rodapé da Tabela 6.6). Faz-se notar que, para além das propriedades do painel nas duas direcções principais, são ainda indicados na Tabela 6.6 outros parâmetros de ensaio.

Em relação ao adesivo epoxídico, foram consideradas as propriedades conhecidas do ensaio à tracção **[6.37]**, sendo as restantes assumidas da ficha técnica do fabricante **[6.38]**, a par de outros registos complementares<sup>1</sup> **[6.39]**. Quanto às cavilhas (conectores), foram admitidos os valores de cálculo da resistência disponibilizados pelo fabricante **[6.40]** (segundo valores característicos similares aos obtidos do ensaio de conexão de corte).

Para efeitos de dimensionamento, os valores das resistências dos materiais devem ser afectados de coeficientes parciais de segurança. No que respeita ao aço, foram admitidos os coeficientes  $\gamma_M$  recomendados na **NP EN 1993-1-1:2010 [6.22]**. Em relação ao material pultrudido e ao adesivo epoxídico, foram adoptados os coeficientes ( $\gamma_f \in \gamma_a$ ) prescritos no regulamento italiano **CNR-DT 205/2007 [6.32]**, para ELS e ELU, tal como abordado no **Capítulo 3** – *cf. 3.2.2.1*. Na verificação da segurança aos ELS, o efeito reológico nas constantes elásticas foi tomado em linha de conta através dos coeficientes de fluência ( $\phi_E e \phi_G$ ) avaliados no **Capítulo 5** – *cf. 5.2.5*. Por último, vale a pena sublinhar que o coeficiente  $\gamma_f = 1,5$  (ELU) assumido para o material GFRP parece ser adequado para o projecto em análise, apesar deste ser, de um modo geral, menos conservativo que os factores que seriam obtidos de acordo com outras recomendações (*e.g.*, norma **EN 13706:2002 [6.34]** e manual do fabricante Fiberline **[6.35]**)<sup>2</sup>.

## 6.2.4.2 Descrição dos modelos numéricos

O projecto da ponte pedonal foi apoiado em modelos numéricos, recorrendo ao programa de cálculo automático SAP2000<sup>®</sup> **[6.41]**. Para a simulação numérica do tabuleiro, foram considerados dois modelos similares com vista à análise do comportamento estático e dinâmico da ponte, tendo sido desenvolvidos modelos tridimensionais de elementos finitos (EF). A diferença entre modelos residiu apenas na geometria da estrutura metálica de suporte, associada ao perfil-H seleccionado para as longarinas: HEB 260 – Solução A e HEB 280 – Solução B. A primeira solução correspondeu à idealização da estrutura da ponte baseada essencialmente numa análise e num dimensionamento estático. A transição da Solução A para a B teve por objectivo avaliar a diferença entre os comportamentos dinâmicos das respectivas estruturas, de modo a aferir a susceptibilidade aos efeitos por indução humana perante uma redução da esbelteza da estrutura metálica de suporte. Em ambas as situações pretendeu-se simular adequadamente a geometria dos elementos e das condições de apoio, de forma a garantir a obtenção de resultados tão próximos quanto possível da verdadeira resposta da estrutura (estática e dinâmica).

Tanto a laje compósita do tabuleiro como toda a estrutura metálica de suporte, foram modelados através de elementos finitos tipo casca (EF *thin shells*). A laje foi modelada de forma contínua à linha média das

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Adesivo epoxídico assumido com um comportamento isotrópico (baseado num adesivo similar – SikaDur 330, Ref.<sup>a</sup> [6.39]).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Coeficientes parciais ( $\gamma_m$ ) assumidos com base num maior número de parâmetros ( $\gamma_{m1}$  a  $\gamma_{m4}$ ), os quais pretendem ter em conta o método de produção, o grau de pós-cura, a estabilidade dimensional (função da temperatura) e a temperatura de operação.

paredes laminadas dos painéis, tendo em conta as suas dimensões nominais (2.500×775×75 mm). A espessura geral das paredes foi assumida em 4 mm, tendo-se optado por aumentar a espessura dos septos em 1 mm na zona correspondente à célula *snap-fit* (5 mm). As dimensões adoptadas para a malha transversal dos painéis multicelulares, incluindo a estrutura de suporte, podem ser observadas na Figura 6.11 (plano Y-Z). Na direcção longitudinal da ponte (X), os banzos foram modelados segundo um comprimento de 90 mm, correspondente ao afastamento entre linhas médias das almas da secção celular do painel. Essa distância foi mais reduzida nas zonas associadas à ligação entre painéis – afastadas de 702,5 mm (2 EF de 32 + 43 mm, em 75 mm da célula *snap-fit*), pelas razões mais à frente mencionadas, *vd*. Fig. 6.12. Na direcção Z, as almas foram subdividas a meia altura do painel entre linhas médias dos seus banzos (71/2 mm).



*Figura 6.11*: Discretização da malha do tabuleiro em corte para a Solução A: (i) à esquerda – secção de travamento e (ii) à direita – secção com reforço na viga devido à ligação do prumo da guarda (dimensões em *mm*).

Quanto ao vigamento metálico (EF *shells*), foi assumido um alinhamento recto longitudinalmente, sem consideração da flecha geométrica pretendida entre apoios da ponte. As paredes dos banzos dos perfis HEB<sup>1</sup> foram modeladas em conformidade com a malha adoptada no painel compósito, de modo a uniformizar a zona de interface entre materiais e EF *shells*. Para as almas, adoptou-se uma discretização com as seguintes dimensões: 48,5 mm (HEB 260, 5 EF) e 65,5 mm (HEB 280, 4 EF), função da altura compreendida entre as linhas médias dos banzos dos respectivos perfis HEB. Aquelas dimensões foram concordantes com as dimensões dos EF das almas dos contraventamentos laterais (IPE 140), em que transversalmente se desenvolveram sempre com a mesma dimensão (75 mm). Em ambas as soluções, as travessas foram dispostas a meia altura das vigas.

Na direcção longitudinal, foi sempre mantida coerência entre comprimentos dos EF *shells* dos perfis HEB e dos banzos do painel (90 mm ou 32 + 43 mm na célula *snap-fit*), à excepção dos EF dos banzos das travessas (IPE), cuja dimensão foi repartida a metade da corrente (45 mm), *vd*. Fig. 6.13. Note-se que, por razões de concordância entre malhas, o perfil IPE 140 não foi modelado exactamente com as suas dimensões nominais (140×73 mm), tomando-se para as duas soluções uma geometria média ligei-ramente superior.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> No perfil HEB 280, a malha do banzo superior foi acrescida lateralmente por EF shells de 10 mm (em cada lado).

A malha do banzo inferior foi simetricamente redimensionada com base em EF shells de 70 mm.

Nas Figuras 6.11 e 6.13 mostra-se também a malha adoptada para as chapas de reforço interno, posicionadas nas secções das travessas e nas correspondentes à fixação dos prumos da guarda – elementos de *frame* (ligados rigidamente às almas). A solução desta estrutura (guarda e reforços internos) é descrita no parágrafo próprio – *§6.3.4.2.* Os EF *shells* das várias peças metálicas foram assumidos nas espessuras dos perfis e chapas dimensionados: variável entre 10–18 mm nos HEB, 4,7–6,9 mm nos IPE e 10 mm nas chapas de reforço. Nas Figuras 6.12 e 6.13 mostram-se perspectivas tridimensionais dos vários componentes.



*Figura 6.12*: Perspectiva tridimensional da modelação da laje compósita do tabuleiro da ponte pedonal, incluindo (a) pormenor da zona correspondente à célula de ligação *snap-fit*.

Atendendo ao modo de conexão (misto) pretendido para o tabuleiro, a ligação entre as vigas e os painéis foi simulada através de *joint links* lineares dispostos ao longo de toda superfície de contacto, ao nível dos nós das malhas de ambos os elementos (correspondentes entre si), *vd*. Fig. 6.13 (a).



*Figura 6.13*: Perspectiva tridimensional (parcial) da modelação da estrutura metálica de suporte da ponte pedonal, incluindo pormenores dos (a) elementos *joint links* de conexão perfil – painel e de (b) um sistema de apoio (fixo).

De modo a assegurar uma acção compósita completa entre materiais, aqueles *conectores* foram modelados com uma rigidez suficientemente elevada. Para a distância entre as linhas médias dos banzos do perfil e do painel (13,75 mm e 14,0 mm – HEB 260 e HEB 280, respectivamente), foi tida em conta uma espessura correspondente à camada adesiva (e = 3 mm). Este aspecto, juntamente com a divisão da malha dos banzos nas secções de *snap-fit* (32 + 43 mm), tiveram por objectivo assegurar análises distintas do tabuleiro nas situações de uma (i) conexão adesiva – conectores distribuídos em todos os nós da interface ou (ii) conexão mecânica – par de conectores nos nós correspondentes, *vd.* Fig. 6.13 (a) (ambos os casos com uma rigidez adequada). Para além deste "refinamento", também as malhas dos banzos daqueles elementos, incluindo as almas dos perfis HEB, foram subdividas a meio segundo a direcção longitudinal em virtude da melhor compatibilidade de ligação com os banzos dos travamentos laterais IPE.

No que respeita às condições de apoio, foram adoptados dois apoios fixos num dos lados do tabuleiro, com rotações livres em torno do eixo principal de flexão dos perfis e translações todas impedidas. No outro lado do tabuleiro, foi admitido um par de apoios móveis, com deslizamento longitudinal permitido e as restantes translações impedidas. Cada um dos apoios foi posicionado sob uma chapa metálica (espessura de 10 mm), sendo esta ligada ao banzo do perfil HEB através de *joint links*, em toda a sua largura de contacto, *cf.* Fig. 6.13 (b). Este aspecto da modelação procurou ser consistente com os sistemas de cavilhão aplicados nos apoios da ponte pedonal. A distância entre as linhas de secção dos apoios correspondeu exactamente ao vão estabelecido para o tabuleiro (L = 13.300 mm), para um comprimento total de 13.600 mm. Na Figura 6.14 pode ser visualizado o aspecto geral do modelo numérico desenvolvido para a Solução A da ponte pedonal, incluindo guarda-corpos (elementos de *frame*).



Figura 6.14: Vista geral do modelo numérico tridimensional do tabuleiro da ponte pedonal (Solução A).

Em relação às propriedades dos materiais inseridas nos modelos numéricos, as paredes laminadas dos painéis foram definidas como material ortotrópico, utilizando-se os valores médios das constantes elásticas<sup>1</sup> obtidos nos ensaios em provetes de caracterização mecânica (*cf. §3.2.2.1* do **Capítulo 3**). Os elementos metálicos foram definidos em aço estrutural S275. Ambos os materiais foram assumidos com um comportamento elástico linear. O peso próprio foi considerado através da definição dos pesos volúmicos correspondentes aos materiais constituintes do tabuleiro (incluindo guarda-corpos em aço).

Nas duas soluções modeladas foram efectuadas análises estáticas e dinâmicas. O carregamento dinâmico é descrito em pormenor no *§6.4.3* da Secção 6.4. Quanto aos carregamentos estáticos, estes consistiram essencialmente na aplicação de cargas uniformemente distribuídas sobre os EF *shells (forças de pressão)* dos painéis de laje do tabuleiro, quer na sua totalidade quer em determinadas posições mais desfavoráveis. Estas últimas análises foram realizadas apenas em regime elástico linear, tendo sido efectuadas análises de estabilidade do tabuleiro e análises de sensibilidade no que respeita à influência dos contraventamentos e guarda-corpos na resposta global da estrutura da ponte. Foram ainda aplicadas cargas uniformemente distribuídas ao nível dos EF *frames* do guarda-corpos (topo do corrimão superior), de modo a avaliar a deformabilidade lateral do guarda-corpos e, assim, optimizar a sua solução final (*inc.* barras diagonais nas secções de encastramento dos prumos da guarda). Por último, refere-se que as análises estáticas lineares foram processadas para carregamentos correspondentes às combinações de acções mais desfavoráveis aos ELS e ELU, permitindo avaliar determinados parâmetros nas secções condicionantes da estrutura da ponte, designadamente: deformações, posição de linha neutra elástica, esforços e tensões.

## 6.3 ANÁLISE ESTÁTICA – DIMENSIONAMENTO E VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA

A presente secção destina-se à análise estática da *Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus*, em termos do seu dimensionamento e verificação da segurança aos ELS (deformação) e ELU, quer do tabuleiro híbrido, quer dos restantes elementos que complementam a estrutura da ponte.

Em primeiro lugar, no  $\S6.3.1$  são estabelecidos os principais requisitos de comportamento da ponte pedonal aos ELS e ELU. Em seguida, no  $\S6.3.2$  é verificada a segurança do painel compósito e efectuado o prédimensionamento do vigamento metálico de suporte, tendo em conta os modelos de carga transversal e longitudinal mais desfavoráveis na estrutura vigada. Posteriormente, a verificação da segurança do tabuleiro é realizada no  $\S6.3.3$  com base em análises elástica e plástica da secção mista, atendendo à acção compósita (completa) entre perfil HEB – painel GFRP e aos níveis avaliados da interacção de corte do núcleo celular do painel compósito. Por último, no  $\S6.3.4$  são remetidas as verificações da segurança das principais ligações existentes no tabuleiro, incluindo o dimensionamento dos aparelhos de apoio e dos guarda-corpos.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Laminado GFRP:  $E_1 = 28,7$  GPa,  $E_2 = E_3 = 10,1$  GPa G<sub>12</sub> = 2,8 GPa, G<sub>23</sub> = G<sub>13</sub> = 2,8 GPa v<sub>12</sub> = 0,30, v<sub>23</sub> = v<sub>13</sub> = 0,10

### 6.3.1 REQUISITOS DE COMPORTAMENTO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA (ELS E ELU)

Como qualquer estrutura em geral, a ponte pedonal deve cumprir determinados requisitos particulares da sua tipologia mista (aço – GFRP) de forma a verificar a segurança aos ELS e ELU. Uma vez assumido o sistema estrutural e definidos os materiais aplicados, interessa estabelecer os limites de utilização e últimos a que a estrutura estará sujeita, função das acções de dimensionamento previstas.

Tendo em conta o carácter e a natureza estrutural da ponte (leveza e esbelteza), a deformação e a vibração constituem os principais critérios que condicionam o comportamento da ponte pedonal nos ELS. Devido à ortotropia do tabuleiro misto e ao seu comportamento em modelo de viga, o limite imposto à deformabilidade da ponte foi considerado segundo duas direcções – transversal e longitudinal de atravessamento da ponte. Por essa razão, na Tabela 6.7 são apresentados, em simultâneo, limites para a deformabilidade preconizados em regulamentos, normas e manuais de ambas as naturezas materiais ou estruturais – compósito e metálico. São igualmente indicados limites de referência, recomendados por alguns autores, no contexto dos painéis multicelulares pultrudidos de GFRP [6.6,6.42].

Regulamento / Norma / Autor	Limite	Combinação de acção	Observações
Keller [6.6]	<i>L</i> /300	Característica	Painéis GFRP rodoviários
<b>Demitz</b> <i>et al.</i> [6.42]	<i>L</i> /400	_	Painéis GFRP rodoviários
SIA 161 [6.30] <sup>(1)</sup>	<i>L</i> /200	Característica	Pontes pedonais (metálicas)
CNR-DT 205/2007 [6.32]	<i>L</i> /100	Característica	Estruturas FRP em geral
AASHTO [6.33]	<i>L</i> /180	_	Pontes pedonais
Fiberline [6.35]	<i>L</i> /200 a <i>L</i> /400	Quase-permanente	Estruturas FRP em geral
EUROCOMP [6.36]	<i>L</i> /250	_	Estruturas FRP em geral
	):   2:   w:	Deformação sem acção variável Deformação com acção variável Deslocamento vertical	<i>L</i> – vão transversal ou longitudinal, consoante análise do tabuleiro.

Tabela 6.7: Comparativo entre diversas recomendações para os limites dos deslocamentos verticais.

A flecha máxima admissível na direcção transversal foi assumida para um limite de *L*/400, correspondente à deformação vertical do painel compósito segundo a direcção da pultrusão (para a combinação de acção característica e incluindo o efeito diferido por fluência). Este limite está de acordo com os indicados na Tabela 6.7, específicos para estruturas de FRP / GFRP, representando de um modo geral um valor suficientemente conservativo.
Na direcção longitudinal, foi admitido um limite compreendido entre L/200 e L/180 para o deslocamento vertical do vigamento (combinação característica), associado às flechas máximas indicadas nas normas que contêm indicação específica para projecto de pontes pedonais (*inc.* em estrutura metálica) – respectivamente, as normas suíça **SIA 161 [6.30]** e norte-americana **ASSHTO [6.33]**. Embora a ponte em estudo apresente um tabuleiro misto (aço – GFRP), faz-se notar a ausência de limites de deformação regulamentares específicos para pontes pedonais mistas convencionais (e em aço), nomeadamente no âmbito dos Eurocódigos **[6.23,6.26]**. Nesse sentido, os limites atrás assumidos para a deformação resultaram de uma interpretação particular das diversas normas em vigor (*inc.* recomendações não normativas), em virtude da inexistência de um regulamento específico oficial para projecto de pontes pedonais como a em análise. As deformações foram avaliadas através de uma análise elástica das longarinas e da viga mista, considerando a interacção de corte ao nível do (i) núcleo celular do painel e da (ii) interface aço – GFRP.

Os requisitos para a verificação da segurança à vibração em ELS relacionam-se com o comportamento dinâmico da ponte compósita. Estes requisitos encontram-se estabelecidos na Secção 6.4, específica da análise dinâmica efectuada sobre o tabuleiro misto. O aprofundamento da análise descrita nessa secção deveu-se à leveza e ao reduzido amortecimento expectável do tabuleiro híbrido. No entanto, vale a pena referir que, numa abordagem preliminar, a limitação inferior da frequência fundamental da estrutura<sup>1</sup> em 5 Hz constitui um dos critérios mais recomendados na literatura da especialidade [6.43,6.45-6.47], de modo a controlar as acelerações induzidas nos tabuleiros pedonais e, por consequência, reduzir o nível das vibrações responsáveis pelo desconforto causado aos seus utilizadores.

Embora o dimensionamento estrutural do tabuleiro seja condicionado pelos critérios estabelecidos nos ELS (deformação e vibração), é igualmente necessário considerar o dimensionamento aos ELU segundo mecanismos de rotura inerentes, quer das longarinas metálicas, quer do painel compósito, bem como do vigamento misto em T. Nesse sentido, os estados limites últimos a verificar incluem tanto os referentes à resistência dos materiais (aço e GFRP), como à instabilidade dos perfis de aço ou, globalmente, do próprio tabuleiro misto. Quanto ao vigamento metálico, foram verificadas as resistências últimas por flexão, por corte, por encurvadura local, por forças transversais nas almas e por encurvaduras laterais por esforço transverso e por flexão-torção. No que respeita ao painel compósito, individualmente, foi analisada a rotura por flexão e local por esmagamento das almas do núcleo celular, com base nos resultados experimentais conhecidos no âmbito das investigações realizadas nesta tese. Também com apoio experimental, o ELU envolvendo a secção mista foi verificado recorrendo a análises elástica e plástica utilizando, por analogia, critérios de dimensionamento subjacentes às estruturas mistas convencionais. No cálculo do momento resistente último, foram impostos modos de rotura global na secção mista segundo roturas frágil e *pseudo*-dúctil do painel GFRP sob compressão e corte (próximo da cedência do aço dos perfis-H).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Frequência fundamental de vibração predominantemente de flexão vertical sob carregamento transversal ao vão.

### 6.3.2 VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA DO PAINEL GFRP E PRÉ-DIMENSIONAMENTO DO PERFIL HEB

Uma vez estabelecido e justificado o modelo vigado da secção transversal da ponte pedonal – \$6.3.2.1, os elementos constituintes do tabuleiro são analisados individualmente, no que respeita à verificação da segurança do painel compósito – \$6.3.2.2 e ao pré-dimensionamento do vigamento metálico – \$6.3.2.3.

# 6.3.2.1 Secção transversal do tabuleiro misto (modelo)

Perante o comportamento essencialmente unidireccional do painel GFRP, a opção estrutural mais viável para vencer o vão da ponte (13.300 mm) consistiu em transmitir as cargas recebidas pelos painéis de laje que formam o tabuleiro a uma estrutura de suporte vigada em aço (painéis orientados segundo a direcção transversal da ponte). A opção por perfis metálicos de suporte foi inerente ao âmbito de estudo da actual tese, relegando-se para outros planos soluções alternativas, como as materializadas através de vigas pré-fabricadas em betão armado pré-esforçado ou mesmo por meio de perfis pultrudidos, significando nesta última hipótese uma solução pedonal 100% compósita em GFRP.

Na Figura 6.15 é representada a secção transversal tipo da ponte compósita, que consiste essencialmente no painel de laje multicelular de GFRP assente em duas vigas metálicas (perfis HEB) dispostas simetricamente na largura bruta do tabuleiro, B = 2.500 mm – dimensão correspondente ao comprimento total do painel na direcção principal (pultrusão).



*Figura 6.15*: Secção transversal modelo do tabuleiro de acordo com o posicionamento dos perfis HEB: (i) à esquerda – secção com reforço na viga (ligação da guarda) e (ii) à direita – secção com travamento (dimensões em *mm*).

Como referido logo no início da apresentação do painel em estudo (**Capítulo 3**), para a dimensão transversal da ponte foi tomada em conta uma largura de atravessamento de peões e velocípedes suficientemente ampla, cumprindo os requisitos fixados para a rede de percursos pedonais acessíveis na qualidade de via de passagem no espaço público [6.44]. A largura bruta foi naturalmente limitada por razões de custo de obra, também associadas aos meios de transporte envolvidos no processo de montagem (parcial) em fábrica do tabuleiro e sua instalação *in situ*. A selecção por perfis do tipo HEB, face a outras hipóteses, deveu-se ao facto de se pretender atingir um determinado nível de rigidez (inércia) sem comprometer a esbelteza pretendida para a ponte pedonal, em termos da altura total do seu tabuleiro. Uma dimensão mínima possível foi igualmente desejável no sentido de vencer o *gabarit* relativo à cota máxima de cheia do leito do rio, conforme discutido no *§6.1.2.2.* O peso próprio e o custo da solução final (função do peso de aço) foram também tidos em conta no tipo de perfil adoptado. Uma vez a resistência última não ser condicionante no dimensionamento aos ELU, preteriram-se as soluções do tipo IPE e INP, que apresentam melhores relações entre a resistência à flexão e o peso próprio. Nesse sentido, tomando soluções equivalentes em termos de resistência e sobretudo de rigidez, optou-se por um perfil-H de menor altura que um perfil-I de maiores dimensões, pelo facto do seu peso próprio ser favorável dada a leveza global do tabuleiro.

Para além das razões acima apontadas, a largura dos banzos associados aos perfis-H, nomeadamente HEB, representou uma mais-valia no modo de ligação dos painéis compósitos às vigas metálicas. Neste ponto, saiu favorecida não só a conexão mecânica por cravação das cavilhas, como sobretudo a conexão adesiva, em virtude da superfície de interface entre materiais ser suficientemente ampla para a gama de perfis que verificam a segurança da estrutura. Um outro aspecto favorável, relativamente a estes perfis de *abas largas*, pode ser relacionado com o facto de se gerarem tensões na interface mais uniformes e reduzidas em comparação com as distribuições de tensões em superfícies de contacto de menores dimensões. Tendo em conta o menor conhecimento na matéria, esta situação toma um interesse acrescido nos bordos de contacto com o painel compósito, zonas susceptíveis de ocorrerem esmagamentos localizados no material pultrudido devido sobretudo a efeitos locais (*e.g.*, cargas concentradas).

Tendo em conta a largura bruta do tabuleiro, foi suficiente a consideração de duas longarinas de apoio, para uma verificação clara do critério da flecha do painel nos ELS (conforme subsequente §6.3.2.2), para a seguinte dimensão dos vãos transversais adoptados: l = 1.500 mm (central) e  $l_c = 500$  mm (consola). O posicionamento dos perfis-H na secção transversal (relação  $l_c/l = 1/3$ ) teve por intuito evitar o aparecimento de torções significativas nas vigas sob as cargas permanentes (*G*) e variáveis (*Q*), *vd*. Fig. 6.16.



*Figura 6.16*: Momentos flectores negativos e momentos torsores nas longarinas do tabuleiro em laje vigada (dimensões em *mm*).

Dado o reduzido peso próprio dos painéis, a situação das vigas ficarem submetidas a torção apenas poderia ser relevante sob as acções variáveis, designadamente a sobrecarga  $q_R$ . Assim, não foi adoptada uma solução cuja resultante das cargas em cada metade do tabuleiro passasse pelo eixo das vigas, o que conduziria a um momento torsor definido por:  $T_s \approx 0.03 \cdot w.l^2$  (*cf.* Fig. 6.16). Esta opção justifica-se por não penalizar nem a consola do tabuleiro em termos de deformabilidade, nem o painel GFRP em relação à sua resistência aos momentos negativos, perante um vão interno associado a uma largura da ponte relativamente reduzida. Não obstante, foram garantidos níveis adequados de rigidez e resistência à torção das vigas por meio de travessas metálicas de ligação transversal entre as duas longarinas (desligados da laje do tabuleiro), *cf.* Fig. 6.15. Para além de contribuírem para uma maior resistência à encurvadura lateral da estrutura mista, resultante da combinação de efeitos de flexão – torção, estes travamentos (perfis IPE) permitem assegurar uma melhor redistribuição transversal das cargas à estrutura metálica de suporte. A sua geometria e posicionamento, admitido em 4 secções do vão, encontram-se discutidos mais à frente, tendo sido estes também, em parte, influenciados pela maior facilidade do próprio processo de montagem e instalação da estrutura metálica do passadiço como um todo (*inc.* guarda-corpos).

## 6.3.2.2 Verificação da segurança do painel de laje aos ELS e ELU: a) – b)

Neste ponto, a laje compósita do tabuleiro é analisada essencialmente para o esforço global de flexão devido ao seu comportamento unidireccional na direcção principal. É verificada a segurança do painel GFRP em termos de flecha a longo prazo (ELS) e de resistência material / instabilidade (ELU). Na Figura 6.17 apresenta-se a metodologia aplicável ao painel de laje na qualidade de elemento de viga contínua, solicitada para uma carga uniformemente distribuída (*w*) representativa das acções permanentes  $-G (pp_{GFRP} e rcp_{rev})$  e das acções variáveis  $-Q (q_{fk}, base e F_w, acompanhante).$ 

a) ELS – no que respeita à deformação, o deslocamento máximo a meio vão do painel para viga contínua ( $\delta$ ) pode ser avaliado com base no deslocamento referente ao tramo simplesmente apoiado ( $\delta_{SA}$ )<sup>1</sup>, sendo este diminuído devido ao efeito dos momentos flectores nos apoios ( $M_a$ ), de acordo com a expressão [6.45]:

Flecha central no tramo contínuo...... 
$$\delta = \delta_{SA} \cdot \left[ 1 - 0.6 \cdot \left( \frac{M_a^{esq} + M_a^{dir}}{M_{SA}} \right) \right]$$
 (6.5)

em que,

$$\delta_{SA} = \frac{5}{384} \cdot \frac{w \cdot l^4}{E_{ef} \cdot I} + \frac{1}{8} \cdot \frac{w \cdot l^2}{K_s \cdot G_{ef} \cdot A} \qquad \qquad M_{SA} = \frac{w \cdot l^2}{8} \tag{6.6}$$

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $\delta_{SA}$  – flecha elástica instantânea à idade t = 0. (SA – simplesmente apoiado)

A carga uniformemente distribuída (*w*), presente nas Eqs. (6.6), representa as acções permanentes (*G*) do painel combinadas com as acções variáveis (*Q*) aplicadas nos tramos considerados. Faz-se notar que, para o cálculo das flechas a curto ( $\delta_{SA}$ ) e longo prazo ( $\delta_{SA,\infty}$ ), foi tida em consideração a deformabilidade por corte do painel, recorrendo à teoria de vigas de **Timoshenko** e aplicando as características geométricas (*I*, *A*) e as propriedades conhecidas do painel ( $E_{efs}$ ,  $G_{efs}$ ,  $\phi_E$ ,  $\phi_G$  e  $K_S$ ), *cf*. Tabela 6.6. Foi admitida a combinação característica de acções – Eq. (6.1), sendo que no cálculo da flecha a longo prazo ( $\delta_{SA,\infty}$ ) apenas a parce-la devida às acções permanentes foi afectada dos correspondentes módulos "reduzidos" –  $E_{ef}(t)$  e  $G_{ef}(t)$ , tendo sido estes relacionados com os correspondentes coeficientes de fluência "efectivos" à idade t = 50 anos –  $\phi_E(t)$  e  $\phi_G(t)$ . Os valores das cargas encontram-se assinalados na Figura 6.17, em paralelo com valores de ensaio do painel *standard*<sup>1</sup> (em serviço e à rotura). De forma a incluir directamente os resultados experimentais na análise, esta foi efectuada na largura do painel individual *standard* (702,5 mm).



*Figura 6.17*: Metodologia para verificar a segurança aos ELS e ELU do painel de laje como elemento de viga contínua: (a) modelo de carga incluindo cargas de ensaio (FLn.1), (b) diagrama de momento flector e (c) deformadas.

Para um nível de carga uniforme *w*, aplicada em todo o comprimento do painel, a flecha central no tramo contínuo pode ser reescrita da seguinte forma:  $\delta = (7/15) \cdot \delta_{SA}$ . Tendo em conta os valores característicos de *G* e os da combinação característica de *Q*, obtêm-se os seguintes deslocamentos a longo prazo, respectivamente, na condição de viga simplesmente apoiada e contínua:

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Painel FLn.1 – ensaio à flexão a 4P na direcção longitudinal para um vão de 1.500 mm (cf. §3.3.2.5 do Capítulo 3).

Flecha a meio vão (SA)

Flecha a meio vão (tramo contínuo)

$$\delta_{SA,\infty} = \delta_{SA,\infty} \Big|_{G} + \delta_{SA} \Big|_{Q} = 0.12 + 1.00 \ mm = 1.12 \ mm \qquad \delta_{\infty} = \frac{7}{15} \cdot \delta_{SA,\infty} = 0.52 \ mm \qquad (6.7)$$

Tomando a posição mais desfavorável para as acções variáveis (Q), aplicadas somente no tramo central, tem-se a seguinte estimativa da flecha máxima diferida a meio vão do painel:

Flecha para tramo contínuo ...... 
$$\delta_{\infty} = \delta_{\infty}|_{G} + \delta_{SA}|_{Q} = 0.06 + 1.00 = 1.06 \, mm$$
 (6.8)

Para a combinação de acções em causa, verifica-se claramente o critério da deformação a longo prazo (L/400 = 3,75 mm). Perante a ordem do vão transversal seleccionado, na situação mais condicionante obtém-se uma flecha diferida de cerca de L/1340 (tramo SA – Eq. (6.7), à *esq.*). Ao nível das consolas resultam estimativas das flechas substancialmente menores. Face aos reduzidos valores das cargas permanentes, as flechas diferidas máximas são praticamente iguais aos respectivos valores elásticos.

Note-se que pode ser determinada uma flecha máxima *ca*. *L*/1000, assumindo a combinação fundamental de acções (ELU) – Eq. (6.4). Para além disso, tendo em conta os valores característicos das cargas actuantes, vale a pena referir a ordem de grandeza bastante superior do carregamento aplicado no ensaio dos painéis em flexão a 4P correspondente ao limite de flecha *L*/400:  $F_{s,exp} = 15$  kN ( $q_{s,exp} = 13$  kN/m), conforme ilustrado na Figura 6.17 (caso do painel FLn.1, similar ao FLn.4 para níveis de carga em serviço).

b) ELU – de forma também clara pode ser verificada a segurança das secções do painel em termos de resistência aos ELU (sobretudo à flexão). Para uma carga máxima combinada  $p_{Sd} = 0,32 (G_{Sd}) + 4,93 (Q_{Sd}) = 5,25 \text{ kN/m}$ , é possível obter os momentos flectores actuantes ( $M_{Sd}$ ) expressos nas Eqs. (6.9), considerando (i) a carga  $p_{Sd}$  aplicada nos três vãos do painel ( $M_{SA,Sd} = 1,48 \text{ kN/m}$ ) e admitido desfavoravelmente (ii) a carga  $Q_{Sd}$  apenas no tramo central.

(i) Momento nos apoios  
(i) Momento <sup>1</sup>/<sub>2</sub> vão  
(ii) Momento <sup>1</sup>/<sub>2</sub> vão (condicionante)  

$$M_{a,Sd}^{esq/dir} = -0,66 \, kN.m$$
  
 $M_{1/2,Sd} = +0,82 \, kN.m$   
 $M_{1/2,Sd} = +1,44 \, kN.m$  (6.9)

Quer em termos do momento último ( $M_{u,exp} = 30$  kN.m), quer da correspondente carga distribuída relacionada ( $q_{u,exp} = 106$  kN/m), obtidas do ensaio à rotura do painel (FLn.1), pode perceber-se que se verifica um nível de segurança bastante elevado quando comparados aos correspondentes valores de cálculo actuantes, *cf*. Fig. 6.17. Sem se considerar qualquer coeficiente parcial para o material, a ordem comparativa pode ser definida por uma relação próxima de 20. Nesse sentido, os níveis de tensão actuantes (tracção / compressão) em flexão longitudinal do painel são bastantes reduzidos face à resistência avaliada tanto à escala do painel como do material laminado, *cf*. Tabela 6.6. A par da resistência da secção de meio vão (em flexão), também é verificada a resistência das secções de apoio ao esforço transverso, atendendo às estimativas das tensões máximas associadas aos modos de rotura observados nos ensaios. Nestes aspectos, pode ser ainda incluída a verificação à instabilidade local das paredes do painel (por referência ao painel simétrico de ensaio à rotura – FLn.4).

As variações da temperatura podem originar esforços internos axiais no tramo central do painel GFRP, ao longo do seu vão longitudinal. Neste aspecto, o esforço de compressão por dilatação térmica pode ser mais condicionante que o de tracção por contracção térmica, também em virtude da menor resistência do material e do próprio painel para solicitações à compressão. A tensão axial instalada pode ser calculada de acordo com a Eq. (6.10), admitindo o valor característico da amplitude máxima da variação positiva  $\Delta T_{N,exp} = 30$  °C da componente de temperatura uniforme e o módulo de elasticidade "efectivo" do painel.

Tensão de compressão devido a 
$$\Delta T$$
...... $\sigma_{\Delta T} = -\alpha \cdot \Delta T_{N, \exp} \cdot E_{ef} \approx -12 MPa^{-1}$  (6.10)

Atendendo à estimativa obtida, via ensaio, para a resistência à compressão da secção celular na direcção longitudinal –  $\sigma_{cu,L}$  = 183 MPa (CL.#, vd. Tabela 6.6), conclui-se que a tensão axial induzida no painel é praticamente irrelevante devido às restrições impostas pelas amplitudes térmicas. O mesmo pode ser concluído ao nível da conexão mista perfil HEB – painel GFRP, conforme discutido à frente no §6.3.4.1.

Considerando que os painéis de laje são submetidos a qualquer uma das acções quantificadas no plano horizontal da ponte, direcção longitudinal ( $Q_{flk}$ ,  $F_{W,y}$  e  $A_E$  – valor máximo de 9 kN), percebe-se que o efeito destas acções é insignificante quando comparado com a resistência última do painel à compressão e ao corte no seu plano transversal ( $R_{cu,T}$  = 135 kN/m e  $R_{su,T}$  = 14 kN/m, por metro de largura transversal do tabuleiro), *cf.* Tabela 6.6. O mesmo se depreende em termos de segurança no plano transversal da ponte, para acções duas vezes superiores às anteriores, em que o núcleo celular vazio da laje do tabuleiro é favorável sob acção do vento ( $F_{W,x}$  = 18 kN).

Para além dos efeitos globais, a segurança do painel também deve ser verificada tendo em conta os efeitos locais, designadamente para a acção da carga concentrada –  $Q_{fwk} = 10$  kN (carga numa superfície quadrada de lado 100 mm), *cf*. Tabela 6.3. Do valor fundamental desta acção (1,35. $Q_{fwk} = 13,5$  kN) resulta uma tensão localizada perpendicular ao plano do painel de 1,35 MPa. Verifica-se a insignificância deste nível de tensão actuante face à resistência avaliada experimentalmente através do ensaio de compressão vertical –  $\sigma_{cu,V} = 61$  MPa (compressão transversal ao plano da secção com núcleo variável em septos verticais), *vd*. Tabela 6.6. Embora esse ensaio tenha sido conduzido sob superfície rígida, o esmagamento do material ou a instabilidade das almas do painel celular não parecem representar fenómenos preocupantes para as acções locais previstas na regulamentação.

 $<sup>\</sup>frac{1}{\alpha} = 12 \times 10^{-6} / ^{\circ}$ C – coeficiente de dilatação térmica linear do material GFRP na direcção longitudinal da pultrusão.

### 6.3.2.3 Pré-dimensionamento do vigamento metálico aos ELS e ELU: a) – b)

Neste ponto é efectuado o pré-dimensionamento aos ELS (deformação e vibração) e ELU (resistência e instabilidade) dos perfis HEB, submetidos essencialmente a carregamento vertical uniformemente distribuído. Nesta fase, admitiu-se que a secção mista do tabuleiro é composta unicamente pelo perfil-H, excluindo-se a contribuição do painel compósito (à excepção do seu peso próprio e revestimento). Na Figura 6.18 podem ser observados os valores característicos das cargas permanentes (*G*) e variáveis (*Q*) actuantes transversal e longitudinalmente no tabuleiro. No segundo grupo de cargas foram consideradas a acção da sobrecarga pedonal ( $q_{fk}$ ) e do vento ( $F_w$ ), tendo em conta as combinações de acções mais condicionantes que foram admitidas nos ELS e ELU. Faz-se notar que, uma vez não combinada a sobrecarga com a acção da neve, o efeito desta última ( $Q_{Sn}$ ) foi desprezável, incluindo noutras verificações de segurança, nomeadamente ao nível das ligações em que a acção do vento (ascendente) foi tida em conta.



*Figura 6.18*: Modelos de carga transversal e longitudinais (*G* e *Q*, valores característicos) assumidos na análise longitudinal dos perfis HEB, para viga Ve mais condicionante (dimensões em *mm*).

Conforme ilustrado na Figura 6.18, foi considerada para a viga da esquerda (Ve) a posição transversal mais desfavorável da sobrecarga pedonal ( $q_{fk}$ ), segundo uma distribuição de acordo com a largura útil do tabuleiro (b = 2,15 m) – tramo central e consola parcial (distância de 15 cm ao extremo). Para as restantes cargas distribuídas na largura bruta (B = 2,50 m), admitiu-se uma distribuição transversal simétrica sobre as longarinas. Para estas considerações, a laje foi assumida como sendo rígida e simplesmente apoiada nos perfis-H, o que no caso do painel GFRP significa uma hipótese válida face ao seu comportamento essencialmente unidireccional (transversal ao eixo da ponte) e ao número de vigas de apoio.

Importa sublinhar que as tensões instaladas nos materiais, bem como as deformações da estrutura da ponte, estão directamente relacionadas com o processo construtivo admitido. Este aspecto foi considerado na verificação da segurança em relação aos ELS e aos ELU (para análise elástica das secções), embora com algumas simplificações dada a leveza dos painéis e a sua forma de conexão às vigas. Conforme foi referido na descrição do faseamento construtivo, o conjunto metálico da estrutura de suporte (*inc.* guardas) foi montado em fábrica como um pré-fabricado único. Posteriormente, os painéis foram aplicados *in situ* sobre a estrutura metálica não escorada (e já ligada aos apoios dos encontros). Esta situação revelou-se vantajosa no sentido de não ter introduzido estados de tensão (relevantes) nos painéis da laje por imposição de esforços de flexão gerados pela deformação da estrutura metálica (sob as acções permanentes).

a) ELS – em relação à deformação, procurou-se seguir o requisito de utilização estabelecido anteriormente, mediante um limite de flecha vertical de L/200 a L/180 (para a combinação característica). Atendendo à flecha geométrica final pretendida para o tabuleiro – f = 203 mm, foram definidos os deslocamentos verticais indicados na Figura 6.19 e descritos na Tabela 6.8-a. Os valores foram determinados com base na Eq. (6.11) para um elemento de viga simplesmente apoiada.

Flecha máxima a meio vão (genérica)...... 
$$\delta = \frac{5}{384} \cdot \frac{w \cdot L^4}{E_s \cdot I_s};$$
 para  $w = G, Q$  ou combinação (6.11)

A rigidez de flexão ( $E_s$ ,  $I_s$ ) presente na Eq. (6.11) refere-se apenas à componente do perfil de aço, sendo o parâmetro  $I_s$  o momento de inércia maior (em torno do eixo de flexão perpendicular à alma).



Figura 6.19: Definição dos deslocamentos verticais considerados nas longarinas da ponte (dimensões em mm).

Deslocamentos verticais em função do perfil HEB [mm]	HEB 240	HEB 260	HEB 280
Contra-flecha total da viga no estado inicial (não deformado, G) – <i>cf</i>	229	223	220
<b>Deformação devida às acções G da estrutura metálica – <math>\delta_{G1}</math></b> perfis HEB, <i>inc</i> . travessas e guarda-corpos ( $pp_s + rcp_{g-c}$ )	18	15	13
<b>Flecha devida às acções G da laje do tabuleiro – <math>\delta_{G2}</math></b> por aplicação dos painéis de laje, <i>inc</i> . revestimento ( $pp_{GFRP} + rcp_{rev}$ )	7 (210)	5 (208)	4 (207)
Flecha geométrica do tabuleiro no estado final (não carregado, Q) $-f$		203	
<b>Variação da flecha devido às acções variáveis – <math>\delta_{Q,máx}</math></b> combinação característica de acções variáveis ( $q_{fk} + \Psi_0.F_W$ )	103 [ <i>L</i> /130]	77 [ <i>L</i> /172]	60 [ <i>L</i> /222]

Tabela 6.8-a: Contra-flechas e deslocamentos verticais na estrutura metálica de suporte em função do perfil HEB.

NOTAS:

 $(\delta_{G2})$  – flecha a verificar em obra ( $f + \delta_{G2}$ ).

 $[\delta_{O,máx}]$  – relação com o vão L a comparar com o limite máximo admissível de L/200 - L/180.

Cada uma das parcelas determinadas ( $\delta_{G1}$ ,  $\delta_{G2} \in \delta_{Q,max}$ ) encontra-se definida na Tabela 6.8-a. Os cálculos foram estabelecidos para uma gama de perfis HEB compreendida entre 240 e 280. Importa notar que o desvio da corda requerida para o arco do tabuleiro (f), após a sua montagem final, corresponde à contraflecha total (cf) deduzida das deformações correspondentes às cargas permanentes da estrutura metálica (*inc.* guarda-corpos) e da laje do tabuleiro imediatamente após a aplicação dos painéis e da camada de desgaste. Nesse sentido, foi de interesse que o conjunto pré-fabricado da estrutura metálica apresentasse (sob apoios) uma curvatura associada à flecha geométrica acrescida da variação  $\delta_{G2}$  da contra-flecha total obtida por calandragem dos perfis HEB – desvio do arco verificado em obra ( $f + \delta_{G2}$ ).

Tendo em conta as deformações instaladas na estrutura metálica de suporte não escorada (*in situ*), a flecha máxima ( $\delta_{Q,máx}$ ) nas longarinas foi verificada para a combinação característica das acções variáveis, após compensação da parcela  $\delta_{Q2}$ , desprezando-se desse modo o contributo das cargas permanentes relativas à laje do tabuleiro (*inc.* revestimento). Esta opção relacionou-se com a leveza da laje do tabuleiro, que nas condições construtivas também se tornou favorável em termos de resistência, devido às tensões residuais instaladas nos painéis de laje (compressão e corte) após a sua aplicação. Para além disso, o facto da laje (leve) não ser condicionada por deformações impostas pela estrutura metálica, introduz na estrutura uma deformação diferida pouco relevante tendo em conta apenas as acções devidas ao peso próprio dos painéis e à restante carga permanente (revestimento). Porém, faz-se notar que esta última parcela poderá influenciar consideravelmente a deformação da estrutura no caso de serem aplicados revestimentos pesados ou mesmo considerados efeitos por fluência sob determinadas combinações de acções varáveis.

O controlo da flecha do tabuleiro foi realizado segundo uma relação entre o seu arco geométrico na forma final, após deformação gerada pelo conjunto das acções *G*, e o parâmetro de inércia consequente pela variação de flecha devido exclusivamente às acções combinadas *Q*. A rigidez foi decisiva num controlo condicionado pelo funcionamento estrutural da ponte, para um estado limite irreversível, face a um controlo baseado no aspecto do tabuleiro arqueado. Perante o exposto, e conforme indicado na Tabela 6.8-a, verifica-se que apenas utilizando o perfil HEB 280 se cumpre o critério admissível para a deformação ( $\delta_{Q,máx} = 60 \text{ mm} < L/200 - L/180$ ). Porém, se for admitida uma contribuição da laje do tabuleiro para a rigidez global da secção mista, na ordem de 8–12%, a solução com o perfil HEB 260 será suficiente na verificação daquele critério. Faz-se também notar que, para a combinação frequente das acções variáveis, obtêm-se valores de flecha  $\delta_{Q,máx}$  superiores a L/500 (perfil HEB 260).

As opções tomadas foram seguidas na análise da deformação da viga mista, sendo porém ajustada a rigidez da secção equivalente (para interacção de corte completa e parcial). Refira-se que, em termos de resistência, ambas as acções  $G \in Q$  são resistidas pelas vigas independentemente da secção assumida (perfil ou mista).

Ainda relativamente às condições de utilização, será necessário obter um comportamento satisfatório das longarinas em relação às vibrações. Como primeira abordagem, interessa estimar a frequência fundamental do vigamento, recorrendo-se para tal à expressão analítica – Eq. (6.12) [6.46]. Esta permite obter uma estimativa razoável da frequência, em modo vibração de flexão vertical, por aproximação do sistema vigado a um modelo contínuo – longarinas de secção constante, com uma rigidez de flexão ( $E_s$ . $I_s$ ) e para uma massa distribuída total da estrutura m.

Frequência fundamental de vibração<sup>1</sup> ...... 
$$f_1 = \frac{\pi}{2 \cdot L^2} \cdot \sqrt{\frac{\left(E_s \cdot I_s\right)}{\left|\rho \cdot S\right|_m}}$$
 (6.12)

Na Tabela 6.8-b encontram-se os valores calculados das frequências fundamentais para a gama de perfis HEB seleccionada. De acordo com a banda de frequências indicada, constata-se que o risco de ressonância da estrutura não é completamente evitado com a solução menos esbelta (HEB 280).

Tabela 6.8-b: Frequências fundamentais da estrutura metálica por vigamento de perfil-H.

Propriedades do sistema (por viga)	HEB 240	HEB 260	HEB 280
Rigidez no plano vertical, $E_s$ , $I_s$ [kN.m <sup>2</sup> ]	23.696	31.332	40.467
Massa distribuída, $m$ [kg/m] <sup>(1)</sup>	151	161	171
Frequência analítica, $f_1$ [Hz]	3,5	3,9	4,3
Gama de frequências críticas [6.47,6.48]		0 – 5 Hz	

<sup>(1)</sup> Massa total da estrutura do tabuleiro, incluindo guarda-corpos acoplado, mas

excluindo o peso próprio dos adesivos estruturais e conjunto metálico de cravação.

As frequências estimadas são inferiores ao limite de 5 Hz recomendado por algumas normas no *controlo indirecto* para verificação aos ELS de vibração (por via das frequências). No entanto, por um lado, será expectável que aquelas estimativas sejam superiores devido à contribuição da laje do tabuleiro na rigidez global da estrutura. Por outro, e conforme discutido à frente na Secção 6.4, a influência da estrutura do guarda-corpos revelou-se bastante significativa na avaliação dinâmica do tabuleiro (completo), em virtude do contributo da sua massa ser muito superior à da rigidez. Embora a gama de frequências críticas apontada possa ser considerada relativamente penalizadora em termos de dimensionamento aos ELS, perante esta análise preliminar, considerou-se que a solução recorrendo ao perfil HEB 260 poderia comprometer o comportamento da ponte pedonal à vibração por efeitos das acções humanas. Por último, refira-se que o número e a disposição das travessas laterais no tabuleiro (apoios e vão) não representaram alterações significativas nas análises numéricas modais efectuadas, segundo modos de vibração idênticos e frequências próprias semelhantes, conforme se encontra discutido no §6.3.3.4 da actual Secção 6.3.

 $<sup>^{1}\</sup>rho$ .S – densidade linear da estrutura da ponte, correspondente à massa distribuída m (kg/m), cf. §6.5.5.

**b**) **ELU** – o carregamento condicionante nas longarinas para determinação dos esforços actuantes máximos em ELU foi admitido com base na combinação fundamental de acções expressa pela Eq. (6.13).

$$p_{Sd} = 1,35 \cdot \left(pp_{s} + pp_{GFRP}\right) + 1,35 \cdot \left(rcp_{g-c} + rcp_{rev}\right) + 1,35 \cdot \left(q_{fk}\right) + 1,50 \cdot \left(0,3 \cdot F_{W}\right)$$
(6.13)

As cargas quantificadas são indicadas na Tabela 6.9 (*ca.* 10 kN/m), a par das verificações  $S_d \le R_d$  efectuadas para as longarinas – *vd.* Eqs. (6.14) a (6.16), tendo em conta os seguintes ELU considerados:

- Resistência das secções transversais críticas (apoio e meio vão): V<sub>pl,Rd</sub> e M<sub>pl,Rd</sub> Eqs. (6.14) e (6.15);
- Resistência à encurvadura lateral (distorção):  $M_{b,Rd}$  Eq. (6.16);
- Resistência à encurvadura local (secção) e da alma por esforço transverso: vd. Tabela 6.9.

$$Verificação da resistência plástica ao esforço transverso^{1}....V_{Sd} \le V_{pl,Rd} = A_{v} \cdot \frac{f_{sy} / \sqrt{3}}{\gamma_{M0}}$$
(6.14)

 $Verificação da resistência plástica à flexão simples^{2} \dots M_{Sd} \leq M_{pl,Rd} = W_{pl} \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M0}}$ (6.15)

 $Verificação \ da \ resistência \ à \ encurvadura \ lateral \ (distorção)^3 \dots M_{Sd} \le M_{b,Rd} = \chi_{LT} \cdot \beta_W \cdot W_{pl} \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M1}} \quad (6.16)$ 

Tabela 6.9: Pré-dimensionamento das vigas metálicas aos ELU de resistência e instabilidade (perfis HEB).

		HEB 240	HEB 260	HEB 280			
Encurvac	lura local	$c/t_F \leq 10 \cdot \varepsilon \ (compressão) - banzos da classe 1.$					
(classifica	ıção da secção)	$d/t_w \le 33 \cdot \varepsilon$ (compressão); $d/t_w \le 72 \cdot \varepsilon$ (flexão) – almas da classe 1.					
Dispensa rança à e	da verificação da segu- ncurvadura da alma	- $d/t_w$ ≤ 69 · ε − ausência da encurvadura das almas por esforço transve (não reforçadas).					
Carga co	ndicionante – p <sub>sd</sub>	10,1 kN/m	10,2 kN/m	10,4 kN/m			
C.	<b>V</b> <sub>Sd</sub> ( <i>máx</i> , apoios)	67	68	69			
Sd	$\mathbf{M}_{\mathbf{Sd}}$ (máx, ½ vão)	223	226	229			
	V <sub>pl,Rd</sub> / V <sub>Sd</sub>	7,87	8,79	9,48			
$\frac{\mathbf{R}_{d}}{(\geq 1)}$	${ m M}_{ m pl,Rd}$ / ${ m M}_{ m Sd}$	1,30	1,56	1,84			
()	M <sub>b.Rd</sub> / M <sub>Sd</sub> (4 travessas)	1,11	1,35	1,61			

**NOTAS**:  $c \in t_F$  – largura e espessura do banzo saliente;  $d \in t_W$  – altura livre e espessura da alma.  $\varepsilon = \sqrt{235/f_{sy}} = 0.924$ 

 ${}^{1}A_{v}$  – área de corte do perfil H. Para secção laminada em H com carga paralela à alma:  $A_{v} = A - 2 \cdot b \cdot t_{F} + (t_{W} + 2 \cdot r) \cdot t_{F}$  [6.22].

 $^{2}$  W<sub>pl</sub> – momento de flexão plástico da secção do perfil HEB (em torno do eixo de maior inércia) [6.22].

<sup>3</sup>  $\beta_W = 1$  (para secção da classe 1);  $\chi_{LT}$  – factor de redução correspondente à esbelteza  $\lambda_{LT}$  normalizada, função de  $M_{cr}$  [6.22].

Uma vez as secções dos perfis-H adoptados serem da Classe 1 (consideração da encurvadura local), as verificações da segurança (resistência e encurvadura) foram baseadas nos valores resistentes de cálculo plástico. A resistência das almas das vigas não foi limitada à encurvadura por esforço transverso, devido às reduzidas relações  $d/t_W$  (< 69. $\varepsilon$ ), ficando dispensada a sua verificação à segurança, como também às forças transversais no plano da alma (efeitos locais das cargas). Tanto à flexão simples como ao esforço transverso, os esforços actuantes não foram condicionantes comparativamente às respectivas capacidades resistentes plásticas. Dada as elevadas relações  $V_{pl,rd}/V_{Sd}$  (superior a 2), não foi necessário reduzir o valor de cálculo do momento resistente  $M_{pl,Rd}$ . Atendendo também aos reduzidos esforços axiais submetidos nos perfis, não foram consideradas verificações de segurança para flexão composta ( $N_{pl,Rd} > 3.000$  kN).

Ao contrário dos pontos anteriores, a redução do momento resistente plástico ( $\chi_{LT}.M_{pl,Rd}$ ) foi condicionante na verificação da resistência à encurvadura lateral por flexão – torção dos perfis adoptados. Embora a laje do tabuleiro restrinja a torção dos perfis ao nível do banzo superior, a sua secção poderá ser susceptível de rodar como um todo devido à assimetria transversal do carregamento e, por sua vez, tender aos deslocamentos laterais do banzo inferior. O momento resistente à encurvadura lateral ( $M_{b,Rd}$ ) foi obtido com base na esbelteza normalizada de encurvadura lateral, função do momento crítico elástico ( $M_{cr}$ ), assumindo parâmetros de cálculo correspondentes à carga uniformemente distribuída das longarinas (*inc*. aplicação superior) e às suas condições de apoio em modelo de viga simplesmente apoiada no plano principal de flexão. Assumiu-se a torção impedida nos apoios e o empenamento livre nas secções travadas lateralmente (independentemente das suas considerações no vão).

Por razões de ordem construtiva da ponte (pré-fabricação, transporte e instalação da estrutura metálica de suporte in situ), foi admitida inicialmente a colocação de duas travessas laterais nas secções dos apoios, ligando as longarinas entre si a meia altura. Nesta situação foi possível verificar um momento  $M_{b,Rd}$  relativamente inferior ao momento resistente da secção  $M_{pl,Rd}$ , condicionando a utilização de um perfil HEB 260. Mesmo incluindo um travamento interno, a meio vão, optou-se por aumentar a resistência à encurvadura por intermédio de duas travessas dispostas no vão, de modo a garantir-se um nível de segurança superior no caso do perfil pré-dimensionado aos ELS (HEB 260). Esta verificação da segurança mais conservativa foi apoiada por resultados numéricos, obtidos da análise efectuada no âmbito da influência das travessas no efeito da instabilidade global do tabuleiro - cf. 6.3.3.3. Além disso, a última iteração representada por 4 travamentos pretendeu também ter em conta o facto desses reforços não serem desejados na posição de maior restrição ao deslocamento dos banzos inferiores (por razões de ordem estética do tabuleiro). Por coerência, os travamentos no vão serviram ainda para assegurar uma resistência mais elevada em duas seccões dos perfis correspondentes a ligações dos prumos principais do guarda-corpos (duas em oito prumos, por cada lado da guarda). As travessas extremas e intermédias foram ajustadas nos apoios e no vão, respectivamente, em conformidade com aquelas secções de encastramento. As disposições construtivas associadas a ambos os componentes são detalhadas no §6.3.4.2 (guarda-corpos).

Mantendo as directrizes dos Eurocódigos [6.22,6.23], as travessas foram assumidas por perfis IPE 140<sup>1</sup>, com capacidade de resistir a uma força local superior a 2,5% do esforço axial nos banzos das longarinas sob flexão (transmitida pelo banzo no seu plano e perpendicular ao plano da alma). Por último, refira-se que se assumiu dispensada a verificação da resistência das almas a forças transversais, nas secções de esforço transverso máximo (apoios), em virtude destas serem reforçadas por ligação às próprias travessas e por soldadura de cutelos internos de fecho da secção em H. Estes reforços internos, em chapa de 10 mm, foram também dispostos nas secções de encastramento dos prumos principais dos guarda-corpos.

#### 6.3.3 VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA DA VIGA MISTA

Em seguida, são apresentadas as verificações da segurança (ELS e ELU) efectuadas sobre o sistema misto do tabuleiro vigado da ponte pedonal, tendo em conta o grau de acção compósita verificado entre os materiais (aço e GFRP) – \$6.3.3.1. Após a fixação da largura efectiva elástica e "reduzida" – \$6.3.3.2, as deformações e tensões máximas foram analisadas com base num método elástico de vigas compostas, assumindo uma interacção de corte completa e parcial no núcleo celular do painel – \$6.3.3.3. Neste último ponto, as simulações numéricas permitiram complementar as análises elásticas realizadas com base no conceito de secção homogeneizada e numa rigidez adimensional de interacção. Por último, foi determinada a resistência última à flexão da viga T recorrendo a uma análise plástica de secção mista – \$6.3.3.4. Tendo em conta os resultados do pré-dimensionamento efectuado anteriormente, foi excluída nas verificações seguintes a solução estrutural recorrendo ao perfil HEB 240. Nesse sentido, as soluções baseadas nos outros dois perfis são definidas doravante por solução A (HEB 260) e solução B (HEB 280).

## 6.3.3.1 Verificação do grau de acção compósita: perfil HEB – painel GFRP

Com base na rigidez de corte do adesivo epoxídico, procurou-se avaliar a acção compósita entre materiais (aço e GFRP) que, atendendo às características da viga mista do tabuleiro da ponte, seria expectável que apresentasse um nível completo [6.49,6.50]. De igual modo, essa verificação foi também realizada utilizando as parcelas de rigidez obtidas do ensaio de conexão de corte, *cf*. Tabela 6.6. Nesta análise não foram considerados os efeitos a longo prazo por fluência. Este fenómeno não parece ser relevante, uma vez que os esforços instalados no painel sob as acções permanentes são substancialmente reduzidos e, por consequência, são desprezáveis as tensões tangenciais diferidas na interface. Não obstante, o comportamento à fluência do adesivo deverá ser conhecido para uma análise mais rigorosa do desempenho a longo prazo da conexão entre materiais.

Para atingir os objectivos acima descritos, foi aplicado o método previsto na **EN 1995-1-1:2002** [6.27] para a análise elástica de secções de vigas compostas, cuja formulação de base pode ser consultada no

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Elemento viável face a outras soluções em termos de prefabricação do conjunto, disposição entre longarinas e ligações soldadas.

Anexo E.2.1. Atendendo às hipóteses subjacentes, o método permite determinar directamente a rigidez adimensional da conexão de corte ( $\gamma_i$ ) entre duas secções (áreas –  $A_1$  e  $A_2$  e módulos de compressão  $E_1$  e  $E_2$ ), ligadas entre si ao longo de um dado vão de viga (L), de forma discreta por meio de conectores ou outros elementos igualmente afastados entre si ( $s_i$ ) e com uma determinada rigidez ao deslizamento ( $K_i$ ).

Uma vez que a ligação em causa se trata de uma conexão contínua (adesiva ou mista), foi necessário adaptar a expressão de cálculo do factor  $\gamma$  relativo à rigidez da conexão – *cf.* Eq. (E.12) do Anexo E.2.1. Nesse sentido, a rigidez anterior entre pontos de ligação ( $K_i$ ) foi substituída por uma rigidez uniforme equivalente ( $\hat{R}_i$ ), contínua ao longo do vão e com um comportamento igualmente elástico linear. No âmbito da conexão aço – GFRP, esta pode ser representada pela rigidez de corte no plano do adesivo ou deste combinado com o das cavilhas (função da rigidez admitida, incluindo via experimental). Para além disso, no âmbito do comportamento de viga mista, a rigidez da ligação contínua é afectada pela largura efectiva da laje do tabuleiro ( $b_{ef}$ ). Como tal, também o espaçamento *s* presente na formulação de base foi substituído pelo parâmetro recíproco da largura  $b_{ef}$ , sendo esta dimensão multiplicada pela rigidez  $\hat{R}_i$ . Deste modo, o grau de conexão entre os materiais do tabuleiro pode ser estimado através da Eq. (6.17), assumindo as modificações descritas sobre a Eq. (E.12) do Anexo E.2.1.

Factor de rigidez de conexão..... 
$$\gamma_i = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_i \cdot A_i}{\widehat{R}_i \cdot b_{ef} \cdot L^2}}$$
 (6.17)

Na Figura 6.20 é representada a secção mista assumida, simetricamente, para o cálculo da rigidez de conexão da ligação contínua: (i) secção 1 – perfil HEB e (ii) secção 2 – painel GFRP. Visto pretender-se determinar a rigidez ao nível da interface entre materiais, apenas foi considerado o banzo inferior do painel, segundo uma largura correspondente ao dobro da consola (1.000 mm) e a espessura média<sup>1</sup>  $t_{g,F}$  = 4,5 mm.



Figura 6.20: Secção mista assumida no cálculo do factor da rigidez de conexão de corte (dimensões em mm).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Espessura média ponderada do banzo do painel no sistema modular combinado pelas configurações simples e interligado.

Na mesma Figura 6.20 são identificadas as propriedades de cada parte da secção ( $A_i \in E_i$ ), bem como da ligação contínua ( $\hat{R}_i$ ) para uma dimensão  $b_{ef}$  correspondente à largura da interface: 260 ou 280, consoante o perfil-H. A cada secção *i* associa-se o respectivo factor  $\gamma$ , assumindo-se para rigidez de referência  $\gamma_2 = 1$ .

Para representar a rigidez da ligação  $\hat{R}_{l}$ , considerou-se em primeiro lugar uma interface adesiva, com base no valor admitido do módulo de distorção do adesivo epoxídico:  $G_a = 1.726$  MPa, *cf*. Tabela 6.6. Assumindo a hipótese das pequenas deformações por corte<sup>1</sup>, a relação entre o módulo  $G_a$  e a espessura da interface (e = 3 mm) permite estabelecer a sua rigidez no plano ( $\hat{R}_l$ ) para um deslocamento relativo de 1 mm e numa superfície de 1 mm<sup>2</sup>, *vd*. Fig. 6.21. Deste modo, a tensão tangencial que produz uma deformação unitária numa secção normalizada de área unitária é equivalente à rigidez de corte  $\hat{R}_l$ . Na Figura 6.22 mostra-se a sensibilidade deste parâmetro de rigidez normalizado (MPa/mm = N/mm<sup>3</sup>) em função da espessura da interface (1–10 mm). A título comparativo, mostra-se também na Figura 6.22 a curva respeitante ao poliuretano, assumindo a correspondente constante elástica (PU)<sup>2</sup>.



*Figura 6.21*: Elemento adesivo unitário (deformado). *Figura 6.22*: Curvas *Rigidez – Espessura* da interface  $(\hat{R} - e)$ .

Da análise do diagrama da Figura 6.22, conclui-se que a rigidez normalizada diminui com o aumento da espessura da interface, sendo a sua redução mais significativa na gama 1–3 mm que no intervalo 3–10 mm. Os níveis de rigidez do adesivo de poliuretano são naturalmente inferiores aos do epoxídico, sendo estes, no entanto, superiores à rigidez de corte no plano do painel (função de  $\hat{G} = 1,6$  MPa).

Tendo por base o valor da rigidez de corte adesiva (epoxídica,  $\hat{R}_I = 575 \text{ N/mm}^3$ ), para uma interface de espessura 3 mm, a expressão seguinte traduz o cálculo do factor adimensional  $\gamma_I$  para as duas soluções de perfis-H (A e B), variando apenas o parâmetro respeitante à largura de "contacto" ( $b_{ef} = 260 \text{ mm} \text{ e} 280 \text{ mm}$ ).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $\tau = G.\alpha$ , para  $tan(\alpha) \approx \alpha = 1/e$  (vd. Fig. 6.21).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Adesivo poliuretano SikaForce L7710-L100 apresentado no Capítulo 3 (cf. Tabela 3.3),

segundo um comportamento assumido como elástico linear isotrópico (E = 283 MPa e G = 97 MPa, para  $\nu = 0,461$ ), de acordo com uma campanha de ensaios realizada no IST no âmbito de outras investigações.

Factor de rigidez de conexão ...... 
$$\gamma_1 = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot 12\,000 \cdot 4\,500}{575 \cdot \begin{vmatrix} 260 \\ 280 \end{vmatrix}_{b_{ef}} \cdot 13\,300^2}} = 1,00$$
 (6.18)

O factor  $\gamma_l$  unitário resultante da Eq. (6.18) significa uma acção compósita completa entre materiais, independentemente do perfil-H. Admitindo uma camada adesiva bastante espessa (10 mm), obter-se-ia um resultado idêntico, mesmo no caso do adesivo de poliuretano ( $\gamma_l = 99\%$ , para  $\hat{R}_l = 10$  N/mm<sup>3</sup>), vd. Fig. 6.22. Neste contexto, este adesivo poderia ser também considerado suficientemente rígido de modo a garantir uma interacção completa entre o aço e o compósito.

Por fim, assumindo qualquer uma das componentes de rigidez experimental avaliadas das conexões com adesivo (K = 134-161 kN/mm, *cf*. Tabela 6.6) seriam igualmente obtidos factores adimensionais  $\gamma_l$  unitários, tendo em conta as correspondentes parcelas de rigidez normalizadas ( $\hat{R}_l = 371-447$  N/mm<sup>3</sup>). Para a conexão apenas mecânica corresponderia um factor  $\gamma_l = 0,85$ , tendo em conta a rigidez aferida da ligação. Neste último caso, sob interacção de corte parcial, foi aplicada a formulação de base – Eq. (E.12) do Anexo E.2.1, para uma rigidez K = 11 kN/mm (*cf*. Tabela 6.6) e um espaçamento s = 702,5 mm entre cavilhas. Para a obra projectada, teoricamente, é garantida uma acção compósita completa entre materiais.

### 6.3.3.2 Largura efectiva elástica e "reduzida"

Tal como nos tabuleiros mistos convencionais, a distribuição das tensões longitudinais na largura dos banzos do painel é não uniforme, devido ao efeito de *shear lag* [6.51]. Como tal, importa conhecer uma largura da viga mista T onde se admite uma distribuição uniforme das tensões equivalente à real segundo um andamento variável (para compatibilidade com a teoria geral da flexão – hipótese de **Bernoulli**). Esta largura *efectiva* depende do vão e da largura de influência da viga, do tipo de carregamento, das condições de apoio da viga e do comportamento dos materiais (índices de plastificação), em particular da rigidez de corte no plano do painel [6.50,6.52]. É também reconhecida a influência do nível de carga na distribuição uniforme das tensões longitudinais numa dada largura, variando esta significativamente em ELU de rotura, devido à redução das extensões nos bordos. Neste contexto e no presente projecto, foram tidas em consideração duas larguras efectivas no painel compósito, de acordo com o tipo de análise efectuada na secção mista para cálculo da sua resistência à flexão: (i) elástica –  $b_{ef}$  e (ii) última –  $b'_{ef}$ .

Para a primeira situação, dadas as características da ponte pedonal, não foi possível definir uma largura  $b_{ef}$  baseada na distância entre pontos de momento flector nulo, tal como estipula a **EN 1994-1-1:2004 [6.25]**. Segundo esta norma, para uma viga simplesmente apoiada e carregamento uniformemente distribuído, a largura  $b_{ef}$  corresponderia a uma dimensão superior à largura geométrica (2.*L*/8 = 3,3 m, para *L* – vão). Recentemente, surgiram algumas investigações no sentido de avaliar o efeito de *shear lag* na largura efectiva de painéis compósitos ligados a vigamento metálico, nomeadamente o estudo conduzido por **Zou** *et al.* **[6.53]**. Estes autores propuseram uma expressão que permite determinar a largura efectiva em painéis em função do vão da viga mista (*L*), sob acção compósita parcial entre materiais, e com base numa relação entre componentes de rigidez de membrana do material compósito ( $A_{11}/A_{66}$ ). A Eq. (6.19) traduz o cálculo da largura  $b_{ef}$  nas condições do tabuleiro formado pelo painel pultrudido de estudo<sup>1</sup>.

Largura efectiva......
$$b_{ef} = \frac{\pi}{L} \cdot \sqrt{\frac{A_{11}}{A_{66}}} \rightarrow b_{ef} = \frac{\pi}{13,3} \cdot \sqrt{\frac{119}{11}} = 0,78 m$$
 (6.19)

O valor obtido para a largura  $b_{ef}$  representa uma dimensão relativamente reduzida quando comparado com a largura de influência de cada viga na secção transversal do tabuleiro (1,25 m). Atendendo a este facto, e uma vez a Eq. (6.19) ter sido derivada para painéis de laje do tipo sanduíche, com acção compósita reduzida na viga mista (25%), analisou-se a largura  $b_{ef}$  relacionada com uma outra investigação [6.54] – tabuleiro misto com 12,6 m de vão, formado por painéis multicelulares pultrudidos apoiados em 5 vigas metálicas igualmente espaçadas (1,8 m). Neste estudo, **Keelor** *et al.* [6.54] mostraram que, em condições de serviço, a largura efectiva da laje do tabuleiro (com acção compósita completa) correspondeu a 90% do vão transversal para as vigas interiores e a 75% da metade desse vão para as vigas exteriores. Tendo em conta a segunda relação e o comprimento das consolas do tabuleiro em análise, pode ser estabelecida para a ponte pedonal uma largura  $b_{ef} = 1,06$  m. No entanto, optou-se por admitir devido à simetria, uma largura efectiva mais reduzida ( $b_{ef} = 0,90$  m), correspondente a uma dimensão intermédia entre os dois estudos mencionados, e em virtude de se tratar de um painel de laje de menor secção.

Para a análise da resistência última da secção mista, foi considerada uma redução da largura efectiva, assumida para regime elástico, em cerca de  $90\% - b'_{ef} = 0,80$  m. Esta assumpção foi baseada na investigação realizada por **Gurtler [6.39]** que, relativamente à rotura de uma viga mista (aço – GFRP), quantificou experimentalmente uma redução parcial das extensões nos bordos de um painel multicelular, face à distribuição uniforme em ELS ao longo da largura de 1,5 m do painel ensaiado (para 7,5 m de vão da viga).

#### 6.3.3.3 Análise elástica da secção mista com interacção de corte no painel: a) – c)

Neste ponto, a secção mista é analisada com base em métodos elásticos lineares, assumindo o núcleo do painel como uma "ligação" com interacção de corte entre banzos (i) *completa* e (ii) *parcial*, e mantendo a hipótese verificada analiticamente da acção compósita entre materiais. Antes de se proceder às verificações de segurança aos ELS e ELU da secção mista (*equivalente* ou *efectiva*), interessa estabelecer a posição da linha neutra elástica ( $LN_{el}$ ), função da largura efectiva elástica ( $b_{ef}$ ).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Propriedades de rigidez equivalentes dos laminados pultrudidos do painel ( $A_{ii} e D_{ii}$ ) – cf. §3.2.2.2 do **Capítulo 3**.

a) Linhas neutra elástica ( $LN_{el}$ ) – para a análise elástica da secção da viga mista *com interacção de corte completa* foram assumidas as seguintes hipóteses, *vd*. Fig. 6.23:

- Secções planas e normais ao eixo da viga mantêm-se assim após a deformação (hip. de Bernoulli);
- Aderência perfeita entre o perfil e o painel e entre os banzos deste (sem escorregamento);
- Os materiais têm um comportamento elástico e as suas secções são constantes ao longo da viga;
- O carregamento actua transversalmente à viga (direcção Z), provocando um esforço transverso V(x) e um momento flector M(x) com forma parabólica (carga uniformemente distribuída, w);
- Os banzos do painel têm em conta a contribuição do material das almas (transição de um espessamento médio ponderado de 4,50 mm para 6,25 mm), *cf.* Anexo E.2.2.

A formulação base e hipóteses subjacentes para a análise elástica *com interacção de corte parcial* podem ser consultadas no Anexo E.2.1. Note-se que a última hipótese não foi assumida na segunda análise, mantendo-se a espessura dos banzos igual a 4,5 mm. A contribuição das almas foi considerada por via da interacção entre banzos ( $\gamma_l$ ) e conservando a altura total do painel ( $h_g = 75$  mm). A formulação aplicada já foi descrita no âmbito da verificação da acção compósita entre materiais – Eq. (6.17), em que uma vez mais foi necessário proceder à substituição do modo "discreto" da conexão por uma forma "contínua" da mesma – neste caso, baseada no módulo de distorção do painel no plano transversal ( $\hat{G} = 1,6$  MPa) normalizado na rigidez de corte ( $\hat{R}_l = G/h_g = 0,021$  N/mm<sup>3</sup>, *cf*. Fig. 6.21) numa superfície de área de 1 mm<sup>2</sup>. Deste modo, a ligação "contínua" correspondeu a uma interface flexível da altura do núcleo do painel, subdividindo a secção mista em duas: 1 – banzo superior do painel e 2 – perfil-H mais banzo inferior do painel homogeneizado, *vd*. Fig. 6.24.

Atendendo à reduzida interacção ao corte avaliada no painel *simples* (sob esforço de flexão e de corte – **Capítulo 4**), pretendeu-se com o método exposto avaliar o efeito do escorregamento do núcleo celular nas verificações de segurança aos ELS e ELU da secção mista, em particular no que respeita à deformabilidade. Por esse motivo, foi seleccionado o método de viga composta previsto na norma para projecto de estruturas de madeiras (EN 1995-1-1:2002 [6.27]) que, ao contrário do *método de conexão parcial* indicado na EN 1994-1-1:2004 [6.25], permite determinar não só o momento resistente como as deformações considerando o deslizamento entre materiais. Não obstante, será expectável que, em ambas as análises (*interacção completa* e *parcial*), a rigidez da secção mista condicione mais aquelas verificações que a resistência resultante da combinação dos materiais, face a uma análise do vigamento em separado.

As duas análises referidas foram efectuadas recorrendo ao conceito de secção homogeneizada e definindo o seguinte coeficiente de homogeneização:  $n = E_s/\hat{E} = 210/12 = 17,5$ . Nas Figuras 6.23 e 6.24 encontramse representadas as geometrias das secções mistas e os esquemas das distribuições  $\varepsilon e \sigma$  na altura da secção para interacção de corte completa e parcial, respectivamente, válidas para ambas as soluções (A e B).



*Figura 6.23*: Geometria da secção mista homogeneizada e distribuição de extensões e tensões para análise elástica, *com interacção de corte completa* – genérica para as Soluções A e B (dimensões em *mm*).



*Figura 6.24*: Geometria da secção mista homogeneizada e distribuição de extensões e tensões para análise elástica, *com interacção de corte parcial* – genérica para as Soluções A e B (dimensões em *mm*).

Os parâmetros intervenientes nas definições geométricas das secções podem ser percebidos da leitura das Figuras 6.23 e 6.24. Em particular, destacam-se os seguintes apontamentos e características:

- Índices em subscript:  $_{s}$  perfil HEB,  $_{g}$  painel GFRP,  $_{FS/FI}$  banzo superior/inferior e  $_{W}$  alma;
- Análise com *interacção de corte completa*: secções diferenciadas pelos materiais (s e g);
- Análise com interacção de corte parcial: secções diferenciadas por numeração (1 e 2);
- Posições dos centros geométricos das secções em relação ao eixo referencial: z;
- $h_s$  altura total do perfil HEB (260 mm e 280 mm);
- $h_g$  altura total do painel GFRP (75 mm);
- *e* espessura da interface (3 mm);
- H altura total da secção mista ( $H = h_s + h_g + e = 338$  mm ou 358 mm, função do HEB);
- $t_{g,FS} = t_{g,FI} = t_{g,F}$  espessura dos banzos iguais do painel (6,25 mm ou 4,50 mm, *função* da análise);
- E modulos de elasticidade dos elementos materiais ( $E_s = 210 \text{ GPa}$  ou  $\hat{E} = 12 \text{ GPa}$ );
- A, I áreas e momentos de inércia das secções transversais em torno do eixo de maior inércia (Z).

As posições das linhas  $LN_{el}$  foram determinadas com base num eixo referencial que passa na base do perfil-H e tendo em conta o facto de passarem no centro de gravidade das respectivas secções homogeneizadas (relativamente ao aço). Verificou-se inicialmente que as linhas neutras encontram-se situadas no perfil de aço, cujas respectivas posições  $Z_{LN,el,c}$  e  $Z_{LN,el,p}$  podem ser calculadas através das seguintes expressões:

$$LN_{el,c} (interacção completa) \dots Z_{LN,el,c} = \frac{E_s \cdot A_s \cdot \overline{z_s} + \hat{E} \cdot A_{g,FI} \cdot \overline{z}_{g,FI} + \hat{E} \cdot A_{g,FS} \cdot \overline{z}_{g,FS}}{A_s \cdot \overline{z_s} + A_{g,FI} \cdot \overline{z}_{g,FI} + A_{g,FS} \cdot \overline{z}_{g,FS}}$$
(6.20)

$$LN_{el,p} (interacção parcial)....Z_{LN,el,p} = \overline{z_2} + \frac{1}{2} \cdot \frac{\gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 \cdot H}{\gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 + \gamma_2 \Big|_{=1} \cdot E_2 \cdot A_2}$$
(6.21)

em que,

•  $\overline{z_s} = h_s/2$ •  $\overline{z_g} = h_s/2$  ( $h_2 = h_s + e + t_{g,FI}; h_1 = t_{g,FS}$ ) •  $\overline{z_g}_{s,FI} = h_s + e + t_{g,FI}/2$ •  $E_1 = \hat{E}; E_2 = E_s$ 

• 
$$\overline{z}_{g,FS} = H - t_{g,FS}/2$$
  
•  $A_1 = b_{ef} \cdot t_{g,F}; A_2 = A_s + b_{ef}/n \cdot t_{g,F}$   
•  $\gamma_1 = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_1 \cdot A_1}{\hat{R}_1 \cdot b_{ef} \cdot L^2}} = 0,88; \gamma_2 = 1$ 

Faz-se notar que a homogeneização das secções (coeficiente *n*) está implícito no cálculo de LN<sub>el</sub>, através das áreas dos banzos dos painéis relacionadas com a correspondente largura  $b_{ef}/n = 51,4$  mm (à excepção da área do banzo superior do painel para interacção parcial, correspondente à secção 1 não homogeneizada). O factor adimensional  $\gamma_l$  da Eq. (6.21) é invariável em relação ao perfil-H adoptado. Na Figura 6.25 mostra-se a sua evolução em função do vão "variável" *L*, parametrizado pela rigidez  $\hat{R}_l$ , tomando as características específicas do painel:  $E_l = 12$  GPa,  $A_l = 4.500$  mm<sup>2</sup>,  $\hat{R}_l = 0,021$  N/mm<sup>3</sup>, *vd*. Fig. 6.26.





*Figura 6.25*: Curvas *Interacção – Vão* ( $\gamma$ –*L*), função de  $\hat{R}_1$ .

Figura 6.26: Elemento de painel unitário (deformado).

Para o vão da ponte, resultou um factor da conexão de corte no núcleo relativamente elevado (0,88). Como se depreende do diagrama da Figura 6.25, o vão em causa posiciona-se na segunda metade do domínio do factor  $\gamma$ , pouco condicionado pelo comprimento do vão. Note-se que para vãos inferiores a 10–12 m aquele factor decresce rapidamente (tendo em conta a forma de potência da curva). Embora o núcleo do painel seja substancialmente flexível ao corte, em termos de viga, o efeito por esforço rasante entre banzos é reduzido nesta ordem do vão, esperando-se como tal resultados próximos provenientes das duas análises – *interacção completa* e *parcial* (com a segunda análise sempre mais condicionante no dimensionamento aos ELS e ELU). A rigidez de ligação adimensional entre banzos decresce também com a redução da rigidez  $\hat{R}_I$ , diminuindo por consequência a contribuição do painel para a rigidez de flexão da secção homogeneizada (*E.I<sub>eq</sub>*), *cf.* Fig. 6.25. Esta rigidez, função do módulo  $\hat{G}$ , tem uma influência relativamente reduzida para o vão em causa, sendo mais condicionante numa gama inferior.

Na Tabela 6.10 encontram-se os resultados obtidos para as posições das linhas neutras elásticas, para ambas as análises, quer em termos de cotas relativas ao eixo referencial ( $Z_{LN,el}$ ), quer pela distância compreendida entre as suas posições e o centro geométrico do perfil-H ( $\Delta Z_{LN,el}$ ), considerando-o uma só secção. Estas posições encontram-se igualmente assinaladas nas Figuras 6.23 e 6.24, em termos genéricos ( $Z_{LN,el}$ ) e absolutos ( $\Delta Z_{LN,el}$ ), neste segundo caso devido à proximidade dos resultados para as duas soluções.

com interacção	completa ( $c$ ) <sup>(1)</sup>	Análises	com interacç	ão parcial (p)
<b>ΔΖ</b> <sub>LN,el,c</sub> [mm]	Z <sub>LN,el,c</sub> [mm]	Soluções	Z <sub>LN,el,p</sub> [mm]	ΔZ <sub>LN,el,p</sub> [mm]
(8,8)	139	A – HEB 260	137	(6,5)
(8,4)	148	B – HEB 280	146	(6,4)

Tabela 6.10: Posições das linhas neutras para análise elástica da secção com interacção de corte completa e parcial.

<sup>(1)</sup> Se admitida espessura de banzos inferior ( $t_{g,F}$  = 4,5 mm), as posições descem ligeiramente ( $\Delta Z_{LN,el,c} \approx 8$  mm).

Como esperado, a posição da linha neutra para interacção parcial da secção é mais próxima do centro geométrico do perfil-H (7 mm) do que no caso de interacção completa (9 mm). Estas distâncias relativas são sensivelmente semelhantes nas duas soluções de perfis-H. Note-se que quanto mais elevado for o nível de interacção de corte ( $\gamma_l$ ) mais se aproxima a posição da linha neutra parcial à completa.

Na Figura 6.27 pode observar-se as distribuições das tensões longitudinais na alma dos perfis HEB 260 e 280, obtidas dos respectivos modelos numéricos (Solução A e B)<sup>1</sup>. Com base na inversão do sinal das tensões, é possível constatar posições das linhas neutras (regime elástico) muito próximas da posição calculada para a secção mista com interacção de corte parcial (7 mm). Uma diferença de cerca de 1%

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Carregamento dos modelos numéricos para a combinação característica de acções variáveis:  $q_{fk} + \Psi_0 F_W = 5.2 \text{ kN/m}^2$ .

 $<sup>(</sup>q_{fk}$  aplicada na posição mais desfavorável e  $F_W$  em toda a largura do tabuleiro)

sugere que o grau de interacção avaliado para a viga mista foi captado pelas simulações numéricas com a laje do tabuleiro modelada de acordo com a sua secção "real" e propriedades materiais. Em conformidade, pode concluir-se sobre a razoabilidade da largura efectiva adoptada para o painel de laje ( $b_{ef}$  = 900 mm).



*Figura 6.27*: Diagramas numéricos da tensão longitudinal na alma dos perfis: (a) HEB 260 e (b) HEB 280, para obtenção da linha neutra elástica (escala de cores da tensão, em *MPa*).

**b**) **ELS** – uma vez conhecidas as posições das linhas neutras elásticas, para a avaliação da segurança aos ELS interessa determinar as parcelas de rigidez de flexão da secção homogeneizada para interacção de corte completa  $(E.I)_{eq,c}$  e parcial  $(E.I)_{eq,p}$ , recorrendo respectivamente às seguintes expressões:

$$(E.I)_{eq,c} = E_s \cdot \left[ I_s + 2 \cdot I_{g,F} + A_s \cdot (Z_{LN,el,c})^2 + A_{g,F} \cdot (\overline{z}_{g,FI} - Z_{LN,el,c})^2 + A_{g,F} \cdot (\overline{z}_{g,FS} - Z_{LN,el,c})^2 \right]$$
(6.22)

$$(E.I)_{eq,p} = E_1 \cdot I_1 + E_2 \cdot I_2 + \gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 \cdot (\overline{z_1} - Z_{LN,el,p})^2 + \gamma_2 \Big|_{=1} \cdot E_2 \cdot A_2 \cdot (\Delta Z_{LN,el,p})^2$$
(6.23)

em que,

- $I_1$ ;  $I_2$  momentos de inércia das secções A<sub>1</sub> (banzo do painel) e A<sub>2</sub> (perfil e banzo do painel);
- $\overline{z_1} = H h_1/2$  (posição do centro geométrico da secção 1 banzo superior do painel).

Os restantes parâmetros das Eqs. (6.22) e (6.23) foram descritos atrás, podendo ser relacionados com as geometrias definidas para ambas as secções mistas, *cf*. Figs. 6.23 e 6.24. Os valores obtidos encontram-se discriminados na Tabela 6.11, em conjunto com as parcelas correspondentes apenas aos perfis de aço –  $(E.I)_{-H}$ . Em paralelo, são quantificados os valores das flechas  $(\delta_{Q,máx})^{1}$  e das frequências fundamentais  $(f_{I})^{2}$ , para ambas as análises da secção mista (completa, *c* e parcial, *p*), acompanhados dos critérios admitidos na verificação da segurança aos ELS (flecha e vibração, controlo indirecto).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Combinação característica de acções variáveis ( $q_{fk} + \Psi_0 F_W$ ): cf. Tabela 6.8 e Eq. (6.11).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Admitindo os mesmos valores quantificados para a massa (kg/m): *cf.* Tabela 6.9 e Eq. (6.12).

	Rigidez de flexão		Análises	Verificação da	segurança (c   p)
( <b>E.I</b> ) <sub>-H</sub> [kN.m <sup>2</sup> ]	( <b>E.I</b> ) <sub>ef,c</sub> [kN.m <sup>2</sup> ]	( <b>E.I</b> ) <sub>ef,p</sub> [kN.m <sup>2</sup> ]	Soluções	<b>Flecha – δ<sub>Q,máx</sub></b> [mm]	<b>Frequência – f</b> <sub>1</sub> [Hz]
31.332	35.214 (+12%)	33.981 (+9%)	A – HEB 260	69   71 (-11%   -9%)	4,2   4,1 (+6%   +4%)
40.467	44.820 (+11%)	43.433 (+8%)	B – HEB 280	54   56 (-10%   -7%)	4,6   4,5 (+5%   +4%)
(%) – variações em pré-dimensio	relação aos valores do mamento (perfil-H)		Limites dos critérios	<b>L/200 a L/180</b> (67 a 74 mm)	controlo indirecto (0 - 5  Hz)

*Tabela 6.11*: Parcelas da rigidez de flexão e verificação da segurança aos ELS da secção da viga mista em T, com interacção de corte completa (*c*) e interacção de corte parcial (*p*).

Pela análise da Tabela 6.11, pode concluir-se que a laje do tabuleiro compósito representa uma contribuição na rigidez equivalente da viga mista entre 12% e 8%, consoante o nível de interacção considerado por efeito de corte no núcleo – *completo* e *parcial*, respectivamente. Estas variações são concordantes com as respectivas posições das linhas neutras elásticas, *cf*. Tabela 6.10. Perante o aumento não desprezável da rigidez da secção mista, esse acréscimo representa uma redução das flechas a meio vão da ponte numa ordem de grandeza similar (reduções de -7% a -11%). Nesta situação, com a Solução A (mais esbelta) é verificado o intervalo definido para limite do critério da deformação.

Interessa destacar os valores das flechas da viga mista para interacção de corte parcial, os quais são bastante próximos dos correspondentes valores numéricos da ponte carregada de acordo com a combinação de acções de cálculo (característica e sobrecarga na posição mais desfavorável). Na Figura 6.28 mostrase a configuração deformada<sup>1</sup> do perfil HEB 280, com um deslocamento vertical máximo de 55 mm. Uma vez mais, as variações praticamente nulas entre resultados numéricos e analíticos de ambas as soluções (A e B) comprovam a razoabilidade do método para a análise da secção da viga mista com interacção de corte parcial, *cf*. Tabela 6.11.



*Figura 6.28*: Configuração deformada do tabuleiro da ponte pedonal na Solução B, para flecha máxima na viga de 55 mm (Solução A, flecha máxima de 69 mm) (deformada ampliada 8.x, escala de cores do deslocamento, em *mm*).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Redução de 4% na flecha máxima da viga por influência dos guarda-corpos e reforços integrados no tabuleiro (excluindo pp e rcp).

Tal como esperado, a gama de frequências obtida analiticamente aumentou ligeiramente em relação às correspondentes estimativas avaliadas no pré-dimensionamento (*ca.* +5%), *cf.* Tabela 6.11. Embora nestes cálculos tenha sido sempre tomada em linha de conta a massa total da estrutura (*inc.* guarda-corpos), poderia ocorrer um aumento das frequências fundamentais devido ao contributo da rigidez das guardas. Porém, esse aumento revelou-se praticamente insignificante, como já referido e de acordo com a análise dinâmica detalhada na Secção 6.4. Por exemplo, para a Solução A, obteve-se do respectivo modelo numérico uma frequência praticamente coincidente com o valor analítico ( $f_1 = 4,13$  Hz), conforme indicado na Tabela 6.12. Nesse sentido, pode adiantar-se que apesar da ordem superior das frequências estimadas, considerando a rigidez da secção mista, o comportamento dinâmico da ponte pode revelar-se pouco favorável às vibrações por indução humana, em particular a Solução A que detém um domínio  $f_1 < 4,5$  Hz.

De forma a avaliar a influência das travessas laterais no comportamento do tabuleiro, foi efectuada numa primeira análise numérica um estudo comparativo entre as três primeiras respostas modais da estrutura para quatro casos de travamento: (a) sem travessas – T0; (b) com duas travessas nas secções dos apoios – T2, (c) com três travessas nas secções dos apoios e meio vão e (d) com quatro travessas nas secções dos apoios e a terços do vão – T4, correspondendo este último caso à solução adoptada no pré-dimensionamento (*vd.* Fig. 6.29 e Tabela 6.12).



*Figura 6.29*: Modelos numéricos da estrutura metálica da ponte pedonal na Solução A:
(a) sem travessas – T0, (b) com duas travessas nos apoios – T2 e (c) com três travessas nos apoios e vão – T3.

<i>Tabela 6.12</i> : Frequencias naturais numericas da ponte em função do numero de travamentos – Soluç
---

Modo do vibroção	Frequências [Hz] [T# – número de travamentos]				
Mouo de Moração	TO	T2	Т3	<b>T4</b>	
1º Modo (flexão vertical)	4,16	4,16	4,14	4,13	
2º Modo (torção pura)	4,43	4,55	4,54	4,55	
3º Modo (flexão lateral)	9,08	9,97	10,07	10,22	

Valores numéricos do tabuleiro da ponte (em vazio) e com guarda-corpos integrados.

Os resultados da Tabela 6.12 indicam que as configurações dos modos de vibração se mantiveram invariáveis quanto ao número de travamentos aplicados. As correspondentes frequências próprias sofreram variações entre si que podem ser consideradas desprezáveis, podendo assinalar-se uma ligeira tendência para o aumento da frequência com a exclusão de travessas, sobretudo no 3º modo. Conclui-se também que a redução do número de travamentos tem por consequência a aproximação das duas primeiras frequências (modos de flexão vertical e torção). Nesta situação, recorrendo a uma análise dinâmica aprofundada, será expectável um agravamento das acelerações verticais, uma vez que a acção dos peões pode excitar o modo de torção da ponte. Ainda no âmbito da influência das travessas, a segunda análise numérica efectuada aborda o fenómeno da encurvadura lateral, constante na análise seguinte relativa aos ELU.

c) ELU – a verificação da segurança aos ELU foi efectuada comparando as tensões obtidas nas fibras extremas inferior (perfil) e superior (painel) da secção mista equivalente com as tensões de cedência do aço ( $f_{sy}$ ) e última à compressão do painel no plano transversal ( $\sigma_{cu,T}$ ), *cf*. Tabela 6.6. De acordo com as distribuições de tensão e configurações geométricas assumidas nas Figuras 6.23 e 6.24, as tensões foram calculadas utilizando as Eqs. (6.24) e (6.25), respectivamente, para interacção de corte completa e parcial:

Fibra no banzo inferior do perfil (aço)

Fibra no banzo superior do painel (GFRP)

$$\sigma_{s,Sd} = \frac{M_{sd}}{(E.I)_{eq,c}} \cdot \left[ Z_{LN,el,c} \cdot E_s \right] \qquad \qquad \sigma_{g,Sd}^* = \frac{M_{Sd}^*}{(E.I)_{eq,c}} \cdot \left[ \left( H - Z_{LN,el,c} \right) \cdot \hat{E} \right]$$
(6.24)

$$\boldsymbol{\sigma}_{2,Sd} = \frac{M_{sd}}{(E.I)_{eq,p}} \cdot \left[ \left( \Delta Z_{LN,el,p} \right) \cdot E_2 + \frac{h_2}{2} \cdot E_2 \right] \quad \boldsymbol{\sigma}_{1,Sd}^* = \frac{M_{Sd}^*}{(E.I)_{eq,p}} \cdot \left[ \gamma_1 \cdot \left( \overline{z_1} - Z_{LN,el,p} \right) \cdot E_1 + \frac{h_1}{2} \cdot E_1 \right]$$
(6.25)

Os parâmetros intervenientes nas Eqs. (6.24) e (6.25) foram já definidos anteriormente, tendo-se efectuado o cálculo das tensões máximas para o momento flector máximo positivo a meio vão da viga ( $M_{Sd}$  e  $M^*_{Sd}$ )<sup>1</sup>, segundo a combinação fundamental de acções – Eq. (6.13), *cf*. Tabela 6.9. Os resultados respeitantes à presente verificação da segurança encontram-se resumidos na Tabela 6.13, de um modo similar ao apresentado na verificação aos ELS. Para além das tensões de cálculo actuantes ( $\sigma_{Sd}$ ), são também apresentados os valores dos momentos resistentes elásticos da secção simples ( $M_{el,Rd}$ ) e equivalente ( $M_{el,Rd,eq}$ ).

As tensões máximas calculadas no aço para a secção mista equivalente são relativamente próximas das correspondentes tensões para secção única de perfil-H. Pode concluir-se que a laje do tabuleiro tem uma menor contribuição para a capacidade resistente da secção mista que a influência que a mesma exerce ao nível da deformação da viga (*ca.* 10% para 5%, valores médios). Em termos de momento resistente elástico, o acréscimo é pouco significativo quando considerada a secção equivalente, sendo apenas de 3–4%

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> No cálculo das tensões máximas no banzo do painel ( $\sigma_{g,Sd}^* e \sigma_{1,Sd}^*$ ) foi considerado o momento flector actuante  $M_{Sd}^*$  resultante da combinação fundamental das acções variáveis ( $p_{Sd}$  deduzida das parcelas relativas ao pp e à rcp do tabuleiro), em virtude do faseamento construtivo admitido na ponte (não escorada), conforme indicado na Tabela 6.13.

nos dois perfis-H, assumindo interacção de corte parcial na secção. Contudo, as variações das tensões para secção com acção completa e parcial são consistentes com as verificadas em termos de  $LN_{el}$ ,  $\delta_{Q,máx}$  e  $f_l$ .

*Tabela 6.13*: Valores de cálculo do pré-dimensionamento e verificação da segurança aos ELU da secção da viga mista em T, com interacção de corte completa (*c*) e interacção de corte parcial (*p*).

	Pré-o	limensionam	ento	Análises	Verificação da segurança (completa   parcial)			
M <sup>*</sup> <sub>Sd</sub> [kN	<b>– M<sub>Sd</sub></b> [.m]	<b>σ</b> <sub>s,Sd</sub> (aço) [MPa]	<b>M<sub>el,Rd</sub></b> [kN.m]	Soluções	<b>σ</b> <sub>s,Sd</sub> (aço) [MPa]	σ <sup>*</sup> <sub>g,Sd</sub> (GFRP) [MPa]	$\mathbf{M}_{el,Rd,eq}$ [kN.m]	
170	226	197	316	A – HEB 260	187   191 (-5%   -3%)	-12   -11	332   326 (+5%  +3%)	
179	229	166	378	B – HEB 280	159   162 (-4%   -3%)	-10   -9	395   388 (+5%  +3%)	
(%) va pré * parce	riações e é-dimens ela reduz	m relação aos va ionamento (perf tida devido ao p	ilores do ïl-H) pp e <i>rcp</i> .	Tensão limite	$f_{sy} = 275 \text{ MPa}$	$\sigma_{cu,T} = -17 \text{ MPa}$ (	valor <i>médio</i> )	

Ao contrário das análises anteriores (ELS), as tensões máximas no banzo (superior) do painel são menos condicionantes considerando a flexibilidade do núcleo do que baseando a análise da secção segundo uma interacção completa. Uma vez mais, os valores destas tensões são ligeiramente inferiores aos avaliados nos modelos numéricos do tabuleiro submetido a esforço de flexão  $M^*_{Sd}$ , conforme se mostra na Figura 6.30: (a) – Solução A e (b) Solução B. Diferenças desprezáveis (*ca.* 1%) entre os valores numéricos e os correspondentes analíticos das tensões máximas no banzo superior do painel (central, a meio vão do tabuleiro) sugerem uma razoabilidade bastante aceitável do método de análise elástica da secção mista que inclui a influência da interacção de corte no núcleo do painel.



*Figura 6.30*: Distribuição das tensões longitudinais nos banzos dos painéis centrais da laje compósita do tabuleiro da ponte: (a) Solução A e (b) Solução B (escala de cores da tensão longitudinal, em *MPa*).

As tensões de cálculo avaliadas permitem verificar a segurança da secção mista em fase elástica para momento actuante positivo ( $M_{Sd}$ ), sendo a tensão máxima no banzo do perfil-H ( $\sigma_{s,Sd}$ ) bastante inferior à tensão de cedência do aço ( $f_{sy}$ ) para ambas as soluções de perfis-H.

Contudo, as tensões máximas no banzo do painel ( $\sigma_{g,Sd}^*$ ), considerando o processo construtivo do tabuleiro, são relativamente próximas da tensão última à compressão do painel ( $\sigma_{cu,T} = 17$  MPa). Devido a esta proximidade, interessa neste caso avaliar o valor característico da tensão média obtida do ensaio à compressão no plano. Com base no método de avaliação<sup>1</sup> previsto na **NP EN 1990:2009 [6.13]**, obtém-se um valor de 15 MPa, a que corresponde a uma tensão de cálculo resistente de 10 MPa, se for admitido um coeficiente parcial de segurança de 1,5 para o material (painel GFRP). Esta situação pode comprometer a verificação da capacidade resistente em ELU da viga mista na solução menos esbelta (A), por rotura frágil do painel de laje sob compressão no seu plano transversal, não obstante a ordem de fiabilidade estrutural superior na solução B, *vd*. Tabela 6.13.

Por último, no seguimento do estudo numérico, sobre o efeito dos travamentos nas frequências do tabuleiro, realizou-se uma análise de estabilidade da estrutura da ponte, de forma a completar a verificação da segurança da viga mista aos ELU.

Dada uma certa complexidade dos modelos numéricos desenvolvidos, foram realizadas simplificações ao nível da laje do tabuleiro de modo a simular o fenómeno sem incompatibilidades, como por exemplo as resultantes da secção multicelular inicialmente assumida – captando modos locais e impedindo uma análise global da estrutura. Nesse sentido, foi considerada uma nova laje para o tabuleiro em GFRP, com uma espessura equivalente de 8 mm, mantendo-se a mesma malha de EF e a ligação aos perfis-H através de *joint links*. Também os guarda-corpos não foram considerados nesta análise, uma vez que se geraram incompatibilidades nas modelações com EF de diferente natureza (*shell e frame* neste caso).

Para a simulação pretendida, foi aplicada uma carga unitária uniformemente distribuída na superfície do tabuleiro, tendo-se seleccionado 60 modos de encurvadura no programa de cálculo automático (factor de convergência de  $10^{-3}$ ). A análise foi processada para a Solução A da ponte, segundo os mesmos casos de travamentos adoptados na análise modal: T0, T2, T3 e T4, *cf*. Fig. 6.29. Para uma carga actuante  $p_{Sd} = 8,6$  kN/m<sup>2</sup>, foram obtidos os seguintes valores numéricos das cargas críticas de instabilidade lateral, em função do número de travamentos: T0 – 8,6 kN/m<sup>2</sup>, T2 – 9,8 kN/m<sup>2</sup>, T3 – 30,8 kN/m<sup>2</sup> e T4 – 75,6 kN/m<sup>2</sup>.

A título de exemplo, na Figura 6.31 mostram-se as configurações deformadas do primeiro modo de instabilidade para os casos de travamento: (a) T2 e (b) T3. Para uma melhor visualização das deformadas por encurvadura lateral das vigas, apenas se apresentam os perfis-H e as respectivas travessas laterais.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $X_k = X_m \cdot (1 - k_n \cdot cv)$ , em que:  $X_k$  – valor característico para valor médio experimental  $X_m = 17$  MPa,

numa amostra de 4 a 5 ensaios ( $k_n = 1,85$ ) com cv. = 8% (cf. Tabela 4.7 do §4.3.2.3 do **Capítulo 4**).



Figura 6.31: Primeiro modo de instabilidade da estrutura na Solução A para travamentos: (a) T2 e (b) T3.

De acordo com os resultados atrás indicados, a inclusão de dois travamentos (T2) nas secções de apoio da estrutura seria suficiente para garantir a segurança do tabuleiro à encurvadura global, embora sem o nível de fiabilidade resultante da análise do caso *superior* (T3). Só a partir deste último é que podem ser associados momentos críticos suficientemente elevados de modo a não comprometer o comportamento do tabuleiro quando submetido à combinação fundamental de acções ( $p_{Sd}$ ). Devido às restrições impostas pela laje do tabuleiro, estes resultados numéricos são menos condicionantes que os avaliados no prédimensionamento (*§6.3.2.3*), onde somente foi verificada a segurança à encurvadura no caso T3. Não obstante, como referido nesse parágrafo, optou-se por colocar quatro travessas laterais por razões essencialmente de natureza construtiva (por reforço dos guarda-corpos). Nesta solução, a carga crítica avaliada numericamente é cerca de 9 vezes superior à carga actuante fundamental ( $p_{Sd} = 8,6 \text{ kN/m}^2$ ).

#### 6.3.3.4 Resistência última da secção mista

A última análise focou-se na determinação da resistência última à flexão da secção crítica de meio vão, a fim de se verificar a segurança aos ELU da viga mista. Visto os métodos anteriormente aplicados serem válidos apenas no domínio elástico linear, o momento último da secção efectiva foi obtido impondo condições de equilíbrio estático na secção transversal e assumindo determinadas hipóteses atendendo aos modos de rotura e às extensões na rotura do painel (compressão e/ou corte no seu plano transversal).

A rotura nos painéis de laje com conexão de corte parcial, entre faces dos banzos, pode ocorrer de diferentes modos, dependendo quer das relações de rigidez quer de resistência, entre corte e compressão no plano do painel, bem como do tipo de carregamento e do vão [6.52,6.55,6.56]. O factor de conexão avaliado anteriormente ( $\gamma_1 = 0,88$ ) sugere uma interacção de corte relativamente elevada na secção mista, embora o núcleo do painel multicelular tenha sido qualificado por uma reduzida rigidez ao corte no plano. Como o vão da ponte (*L*) condiciona o modo de rotura da viga mista, foi necessário conhecer a força máxima no banzo superior do painel ( $F_{g,máx}$ ), com uma dada espessura ( $t_{g,FS}$ ), através da seguinte condição:

$$F_{g,máx} = min \begin{cases} F_{Rc,T} = \sigma_{cu,T} \cdot (b_{ef} \cdot t_{g,FS}) = 17\,000\,kPa \cdot (0,8\,m \cdot 0,0045\,m) = \underline{61kN} \\ F_{Rs,T} = \tau_{u,T} \cdot (b_{ef} \cdot L/2) = 50\,kPa \cdot (0,8\,m \cdot 13,3/2\,m) = 266\,kN \end{cases}$$
(6.26)

em que,

- $F_{Rc,T}$  força máxima de compressão que pode ser resistida pelo banzo superior do painel;
- $F_{Rs,T}$  força máxima que pode ser instalada no banzo superior do painel por rigidez de corte;
- $\sigma_{cu,T} \in \tau_{u,T}$  tensões últimas à compressão e ao corte no plano transversal do painel, *cf*. Tabela 6.6;
- $\dot{b_{ef}}$  largura efectiva (reduzida) para análise plástica, *cf.* §6.3.3.2.

Em resultado da condição  $F_{Rc,T} < F_{Rs,T}$ , a rotura ocorre no banzo superior por compressão. Nesse sentido, impôs-se uma extensão no banzo superior igual à de rotura avaliada por via experimental – Eq. (6.27).

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{g,FS} = 1,4\% o \quad \left(\boldsymbol{\varepsilon}_{cu,T} = \boldsymbol{\sigma}_{cu,T} / \hat{E}\right) \tag{6.27}$$

Refere-se que na anterior verificação das forças máximas, com base nas tensões  $\sigma_{cu,T} \in \tau_{u,T}$ , poderiam ser utilizadas as correspondentes forças resistentes  $R_{cu,T} \in R_{su,T}$ , igualmente conhecidas dos respectivos ensaios (compressão e corte), *cf*. Tabela 6.6. A componente tangencial seria de igual modo influenciada pelo vão *L*, função do carregamento (uniformemente distribuído) e das condições de apoio da viga mista (simplesmente apoiada).

Assumindo o modo de rotura referido, e que a linha neutra (plástica –  $Z_{LN,pl}$ ) se mantém na alma do perfil HEB, é possível relacionar a extensão nas superfícies médias do banzo inferior do perfil-H ( $\varepsilon_{s,Fl}$ ), do banzo superior do perfil-H ( $\varepsilon_{s,FS}$ ) e do banzo inferior do painel ( $\varepsilon_{g,Fl}$ ), com a extensão na rotura no banzo superior do painel ( $\varepsilon_{g,FS} = \sigma_{cu,T}$ ), através das seguintes expressões:

Banzo inferior do perfil Banzo superior do perfil Banzo inferior do painel  

$$\varepsilon_{s,FI} = \varepsilon_{cu,T} \cdot \left(\frac{Z_{LN,pl}}{H^* - Z_{LN,pl}}\right) \qquad \varepsilon_{s,FS} = \varepsilon_{cu,T} \cdot \left(\frac{h_s^* - Z_{LN,pl}}{H^* - Z_{LN,pl}}\right) \qquad \varepsilon_{g,FI} = \varepsilon_{cu,T} \cdot \left(\frac{h_s^* + e^* - Z_{LN,pl}}{H^* - Z_{LN,pl}}\right)$$
(6.28)

Neste cálculo das extensões foi associada uma distribuição linear ao longo da altura da secção mista, conforme se mostra na Figura 6.32 (esquematicamente, para ambas as soluções de perfis-H). Faz-se notar que os parâmetros geométricos e as propriedades materiais intervenientes na presente análise tomaram

designações similares às atribuídas na definição da análise elástica. Porém, por simplicidade de cálculo, a altura total ( $H^*$ ) e as parciais do perfil ( $h_s^*$ ) e do painel ( $h_g^*$ ) foram consideradas à linha média dos seus banzos. Uma vez mais, as várias posições de interesse, em particular da linha neutra plástica ( $Z_{LN,pl}$  e  $\Delta Z_{LN,pl}$ ), foram referenciadas a um mesmo eixo que passa na base da secção mista (z), vd. Fig. 6.32.



*Figura 6.32*: Geometria da secção mista e distribuição de extensões e forças para cálculo do momento último da secção efectiva, impondo rotura por compressão no banzo superior do painel (dimensões em *mm*).

A posição de  $LN_{,pl}$  em relação ao eixo referencial foi determinada impondo as condições de equilíbrio entre forças de tracção ( $T_i$ ) e de compressão ( $C_i$ ) instaladas na secção transversal, de acordo com a Eq. (6.29) a que corresponde uma solução única,

$$\sum_{i=1}^{6} F_{i} = 0 \quad \Leftrightarrow \quad T_{1(s,FI)} + T_{2(s,W)} = C_{1(s,W)} + C_{2(s,FS)} + C_{3(g,FI)} + C_{4(g,FS)} \quad \to \quad LN_{pl} \tag{6.29}$$

em que, tomando as Eqs. (6.28), tem-se:

$$\sum_{i=1}^{2} T_{i} = \left[ \boldsymbol{\varepsilon}_{s,FI} \cdot \boldsymbol{E}_{s} \cdot \boldsymbol{A}_{s,F} \right] + \left[ \frac{\boldsymbol{\varepsilon}_{s,FI} \cdot \boldsymbol{E}_{s} \cdot \boldsymbol{t}_{s,W} \cdot \boldsymbol{Z}_{LN,pl}}{2} \right]$$

$$\sum_{i=1}^{4} C_{i} = \left[ \frac{\boldsymbol{\varepsilon}_{s,FS} \cdot \boldsymbol{E}_{s} \cdot \boldsymbol{t}_{s,W} \cdot \left(\boldsymbol{h}_{s}^{*} - \boldsymbol{Z}_{LN,pl}\right)}{2} \right] + \left[ \boldsymbol{\varepsilon}_{s,FS} \cdot \boldsymbol{E}_{s} \cdot \boldsymbol{A}_{s,F} \right] + \left[ \boldsymbol{\varepsilon}_{g,FI} \cdot \hat{\boldsymbol{E}} \cdot \boldsymbol{A}_{g,F} \right] + F_{g,máx}$$

$$(6.30)$$

O momento último da secção mista efectiva ( $M_{u,ef}$ ) é obtido do somatório dos momentos  $M_i$ , gerados por cada uma das forças  $F_i$  ( $T_i$  e  $C_i$ ), em torno da linha neutra plástica (braços respectivos,  $z_{T,i}$  e  $z_{C,i}$ )– Eq. (6.31).

$$\sum_{i=1}^{6} M_{i} = \sum_{i=1}^{2} \left( T_{i} \cdot z_{T,i} \right) + \sum_{i=1}^{4} \left( C_{i} \cdot z_{C,i} \right) \quad \to \quad M_{u,ef}$$
(6.31)

Na Tabela 6.14 são apresentados os resultados das forças  $F_i$  e dos momentos  $M_i$ , para as duas soluções de perfis-H (A e B), bem como os respectivos valores do momento último  $M_{u,ef}$  (comparados com  $M_{Sd}$ ).

Na Figura 6.32 encontram-se assinaladas as posições relativas das linhas neutras ( $\Delta Z_{LN,pl} \approx 6$  mm), que tal como na análise elástica foram praticamente coincidentes nas duas soluções de perfis-H. Pode identificar-se um descida de cerca de 3 mm e 1 mm, face às posições das linhas neutras elásticas com interacção de corte completa ( $\Delta Z_{LN,el,c}$ ) e parcial ( $\Delta Z_{LN,el,p}$ ), respectivamente, *cf*. Tabela 6.10. Esta situação vai de encontro à tensão última imposta no painel e aos níveis de tensão instalados na fibra inferior do perfil-H ( $\varepsilon_{s,FI} \approx 0.9\%_0$ ) – 30% inferior à extensão do aço na cedência ( $\varepsilon_{sy} = 1,3\%_0$ ). Estabelecido o equilíbrio, é verificada a segurança ao ELU da viga mista da solução A para  $M_{Sd} < M_{u,ef} = 227$  kN.m (HEB 260).

Forças [kN]	T <sub>1(s,FI)</sub>	$T_{2(s,W)}$	C <sub>1(s,W)</sub>	C <sub>2(s,FS)</sub>	$C_{3(g,FI)}$	C <sub>4(g,FS)</sub>	$\sum F_i$
A – HEB 260	+851	+119	-98	-772	-39	61	≈0
B – HEB 280	+964	+137	-115	-884	-40	-01	≈0
Momentos [kN.m]	M <sub>1(s,FI)</sub>	M <sub>2(s,W)</sub>	M <sub>1(s,W)</sub>	M <sub>2(s,FS)</sub>	M <sub>3(g,FI)</sub>	M <sub>4(g,FS)</sub>	$\sum M_i = M_{u,ef}$
Momentos [kN.m] A – HEB 260	<b>M</b> <sub>1(s,FI)</sub> 170	<b>M</b> <sub>2(s,W)</sub> 12	<b>M</b> <sub>1(s,W)</sub> 2	M <sub>2(s,FS)</sub> 33	M <sub>3(g,FI)</sub>	M <sub>4(g,FS)</sub> 8	$\sum \mathbf{M}_{i} = \mathbf{M}_{u,ef}$ 227

Tabela 6.14: Valores de cálculo do momento último da secção mista efectiva para verificação da segurança aos ELU.

 $M_{Sd}$  = 226 kN.m (HEB 260) e  $M_{Sd}$  = 229 kN.m (HEB 280).

O modo de rotura imposto pela força de compressão máxima no banzo superior do painel ( $F_{g,máx} = F_{Rc,T}$ ) não optimiza as propriedades da secção mista. Tal situação deve-se ao facto de não se imporem extensões significativas nem no painel compósito, devido à sua capacidade *pseudo*-dúctil ao corte na rotura, nem no perfil de aço com capacidade de plastificação. Em teoria, só a partir de um comprimento do vão da viga mista inferior a 3,1 m é que seria possível estabelecer a condição  $F_{Rc,T} > F_{Rs,T}$  ( $F_{g,máx} = F_{Rs,T}$ ) – rotura por compressão no banzo inferior do painel, em simultâneo com rotura por corte no núcleo do painel (em virtude do comportamento *pseudo*-dúctil do painel ao corte no plano transversal). Mantendo o vão L = 13,3 m, a Figura 6.33 ilustra a distribuição das extensões neste modo de rotura que permite explorar melhor as capacidades dúcteis dos materiais, de acordo com as seguintes deformações axiais impostas nos banzos, incluindo distorção última verificada no núcleo do painel:

Extensão na rotura no banzo inferior do painel (por compressão).. 
$$\varepsilon_{g,FI} = 1,4\%$$
 ( $\varepsilon_{cu,T} = \sigma_{cu,T}/\hat{E}$ ) (6.32)

Extensão na rotura no banzo superior do painel (por corte)..... 
$$\varepsilon_{g,FS} = \frac{\tau_{u,T} \cdot L/2}{t_{g,FS} \cdot \hat{E}} = 6,2\%$$
 (6.33)

Distorção na rotura no painel (por corte do núcleo).....  $\gamma_{g,h} = \frac{\varepsilon_{g,FS} \cdot L/2}{h_e} = 0,054 < \gamma_{u,T}$  (6.34)

A Eq. (6.33) permite verificar que, para o vão da ponte, a distorção do painel na rotura é inferior a máxima avaliada experimentalmente ( $\gamma_{u,T} = 3$ .  $\gamma_{e,T} = 0.09$ ), *cf*. Tabela 6.6, através da Eq. (6.34).



*Figura 6.33*: Geometria da secção mista e distribuição de extensões e forças para cálculo do momento último da secção efectiva, impondo roturas por corte e compressão no banzo superior e inferior do painel (dimensões em *mm*).

Embora não se apresentem os resultados relativos ao equilíbrio estático entre forças nesta última análise da secção mista, da leitura da Figura 6.33, pode concluir-se que o momento último resultante será bastante próximo do momento elástico resistente do perfil (ligeiramente superior a  $M_{el,Rd}$  = 316–378 kN.m, função do perfil-H, incluindo  $M_{el,Rd,eq}$ , *cf*. Tabela 6.13). Tal facto é consequente da extensão na rotura de 1,4% do banzo inferior do painel que, por sua vez, se traduz na proximidade entre as extensões nos banzos dos perfis-H bissimétricos (*ca.*  $\varepsilon_{sy}$  = 1,3%, com o banzo inferior sob ligeira plastificação do aço). Um dimensionamento da secção transversal segundo estas últimas condições é mais vantajoso em termos de exploração das capacidades de ductilidade de ambos os materiais – rotura global dúctil do sistema misto, por *pseudo*-plastificação do núcleo do painel GFRP sob corte e cedência das vigas de aço.

O dimensionamento estático efectuado para o tabuleiro, ao longo desta secção, permitiu estabelecer para as longarinas de apoio o perfil HEB 260, sob cumprimento dos critérios de segurança admitidos. A utilização do perfil de ordem superior não demonstrou ser particularmente vantajosa, tendo em conta uma menor contribuição do painel de laje na rigidez e resistência da viga mista face à solução anterior, colocando a solução mista com uma capacidade ainda mais próxima de uma solução baseada só no perfil. Neste ponto, mostrou-se uma influência do painel mais elevada na rigidez do que na resistência da secção mista (10% e 3%, respectivamente). Embora o nível de interacção de corte assumido no núcleo do painel tenha significado uma análise mais condicionante aos ELS e ELU, este efeito não mostrou ser relevante, atendendo ao vão da ponte, comparativamente ao avaliado sem consideração do escorregamento entre banzos laminados. Esta diferença foi ainda mais reduzida no perfil superior. Parece claro o interesse em se considerar o aumento de rigidez na secção mista, conferido pelo painel, não só em termos de deformabilidade da viga como por efeitos de vibração, onde este acréscimo não foi suficiente na verificação do critério de conforto, tendo sido só possível por aumento da rigidez metálica – Secção 6.4.

### 6.3.4 LIGAÇÕES E OUTROS COMPONENTES DA PONTE PEDONAL

Neste último ponto são referidos, sucintamente, os principais aspectos de dimensionamento e de verificação da segurança das ligações do tabuleiro e dos aparelhos de apoio – \$6.3.4.1, bem como dos guardacorpos – \$6.3.4.2. A conexão e os restantes componentes da ponte pedonal dizem respeito à solução final estabelecida para o tabuleiro da ponte (recorrendo a perfis HEB 280). Os aspectos estruturais relativos às fundações e aos encontros da ponte podem ser consultados na *Ref.*<sup>a</sup> [6.1].

## 6.3.4.1 Ligações e aparelhos de apoio: a) – b)

Em primeiro lugar, são descritas as a) verificações de segurança da ligação na interface entre o perfil de aço e o painel, seguindo-se o dimensionamento das b) cavilhas dos aparelhos de apoio (fixo e móvel).

a) Ligações – a interface perfil-H – painel compósito constitui a ligação primordial no tabuleiro da ponte pedonal, *vd*. Fig. 6.34 (espessura de 2,5–3,0 mm)<sup>1</sup>. Como tal, interessa verificar a segurança da conexão ao corte longitudinal (rasante) da viga mista em flexão, na qualidade de esforço actuante mais condicionante na interface aço–GFRP.



*Figura 6.34*: Desenho da ligação da interface perfil HEB 280 – painel de GFRP no tabuleiro da ponte pedonal: alçado lateral, vista superior e pormenor em corte (dimensões em *mm*).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Espessura compreendida entre 3,0 mm nas secções de cravação e 2,5 mm na secção central do painel por efeito de arco.

O esforço rasante encontra-se quantificado na Eq. (6.35) em termos de fluxo de corte actuante ( $f_{Sd}$ ) nos ELU na secção mista homogeneizada (interacção de corte parcial). A Eq. (6.36) traduz a correspondente tensão tangencial média actuante na interface de largura 280 mm.

Fluxo de corte actuante<sup>1</sup>..... 
$$f_{Sd} = \frac{V_{Sd} \cdot (E.S)_{eq.p}}{(E.I)_{eq.p}} = 26 \, kN \, / m$$
 (6.35)

Tensão tangencial média actuante..... 
$$\tau_{sd} = \frac{f_{sd}}{b_{-H} = 280 mm} \approx 100 \, kPa$$
 (6.36)

Do resultado da Eq. (6.35), verifica-se que o fluxo actuante é substancialmente reduzido, atendendo aos valores de resistência avaliados do ensaio de conexão de corte na tipologia mista (*cf.* Tabela 6.6), para uma superfície de interface de 120×477 mm<sup>2</sup>. Mesmo admitindo uma conexão assegurada somente pelas cavilhas, a força de corte longitudinal actuante ( $F_{l,Sd} = f_{Sd}.L/2 = 173$  kN) é cerca de 80% da força máxima de conexão de corte – 220 kN para 10 secções de cravação em metade do vão (com base no valor experimental  $F_{u,exp} = 22$  kN / par de cavilhas). De facto, esta comparação representa a situação mais condicionante na verificação da segurança da ligação visto que, em termos das conexões adesivas, o esforço e a tensão actuantes – Eqs. (6.35) e (6.36) são bastante inferiores às capacidades resistentes obtidas experimentalmente e aos valores anunciados pelo fabricante do adesivo, *cf.* Tabela 6.6. Embora de diferente ordem de grandeza, a mesma conclusão pode ser estendida caso seja assumida a tensão tangencial máxima actuante ao nível da linha neutra da secção mista equivalente (LN<sub>el,p</sub>), conforme avaliado pela Eq. (6.37), *cf.* Anexo E.2.1.

Tensão tangencial máxima actuante ..... 
$$\tau_{Sd_{,máx}} = \frac{E_s \cdot V_{Sd}}{(E.I)_{eq.p}} \cdot \frac{(Z_{LN,el,p})^2}{2} \approx 4 MPa$$
 (6.37)

Note-se que qualquer uma das outras acções aplicadas no plano do tabuleiro ( $Q_{flk}$ ,  $F_W$  e  $A_E$ ) tem efeitos menos desfavoráveis na interface de ligação que o gerado pelo esforço rasante quantificado na Eq. (6.35).

Para garantia de uma conexão de corte total da secção mista no ELU, a força máxima de corte obtida do ensaio da conexão mecânica ( $F_{u,exp} = 22 \text{ kN}$  / par de cavilhas) deve ser superior à força máxima de compressão no banzo do painel ( $F_{g,máx} = F_{Rc,T} = 61 \text{ kN}$ ) – Eq. (6.26), relacionada com o afastamento entre cavilhas tipo M10 ( $af_{M10} = 705 \text{ mm}$ ) e a metade do comprimento do vão (L/2), de acordo com a Eq. (6.38).

Conexão de corte total da secção mista..... 
$$F_{u,exp} \ge F_{g,máx} \cdot \left(\frac{af_{M10}}{L/2}\right) = 6,5 \, kN$$
 (6.38)

<sup>1</sup> Momento estático da secção mista homogeneizada:  $(E.S)_{eq.p} = \gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 \cdot (\overline{z_1} - Z_{LN,el,p}) + \gamma_2|_{=1} \cdot E_2 \cdot A_2 \cdot (\Delta Z_{LN,el,p}), cf.$  §6.3.3.3.

A desigualdade dada pela Eq. (6.38) sugere a verificação da resistência última da secção mista, tendo em conta a largura dos painéis, cravados exclusivamente nas suas extremidades *snap-fit*, e a disposição aos pares das cavilhas nas secções de cravação, *cf*. Fig. 6.34. Porém, importa realçar que a resistência última da secção, por rotura à compressão do painel, pode ser comprometida se for admitida apenas uma cavilha e considerados os seus valores resistentes (estimados via experimental ou segundo indicações do fabricante).

A tensão tangencial actuante ( $\tau_{Sd}$ ), calculada anteriormente, pode ser combinada com a tensão axial à tracção actuante ( $\sigma_{Sd}$ ) na interface, para efeitos de avaliação da resistência da lâmina adesiva. Esta última corresponde às tensões de arrancamento (*peeling*) que se podem gerar no laminado devido à força de tracção (T = 3,3 kN, não majorada) instalada sobre um dos perfis-H quando aplicada a força concentrada regulamentar ( $Q_{flk} = 10$  kN) na posição mais desfavorável do tabuleiro, *vd*. Fig. 6.35. Admitindo uma largura de influência no painel correspondente à sua largura (B = 702,5 mm), é possível estimar uma tensão axial actuante  $\sigma_{Sd} = 2,5$  kPa. Os valores da tensão axial e tangencial são praticamente insignificantes atendendo à resistência do adesivo quer à tracção quer à aderência (*cf*. Tabela 6.6), bem como aos critérios de rotura de ligações adesivas em laminados GFRP conhecidos da literatura (*vd*. Fig. 6.36) [**6.57-6.60**].



*Figura 6.35*: Modelo transversal de forças para carga local concentrada ( $Q_{fwk}$ ) no extremo da consola (dimensões em *mm*).

*Figura 6.36*: Critério de rotura de ligações adesivas em laminados de GFRP. <sup>Adaptado [6.58]</sup>

Interessa assinalar que a força de tracção actuante ( $T_{sd} = 5,0$  kN), avaliada nas condições acima mencionadas, é relativamente próxima do valor de cálculo resistente de um par de cavilhas ( $N_{Rd} = 6,8$  kN, *cf*. Tabela 6.6). Contudo, este ponto de verificação terá somente importância na segurança da conexão aos ELU se for admitida uma interface apenas cravada. Ainda neste último caso de conexão, pode verificar-se que a acção do vento, no sentido ascendente ( $F_{W,Sd} = 1$  kN/m<sup>2</sup>), é irrelevante face à resistência de um par de cavilhas na sua área de influência:  $N_{Rd}/(280\times705 \text{ mm}^2) = 34 \text{ kN/m}^2$ . No caso de conexão adesiva, verificase que as tensões resistentes do adesivo são também muito mais elevadas que a acção majorada do vento.

Por fim, refira-se que as ligações das travessas e das chapas de reforço são executadas por soldadura, com 0,7 da espessura da menor chapa a ligar no caso de cordões de ângulo ou de topo (com penetração total).
b) Aparelhos de apoio – os aparelhos de apoio foram constituídos por sistemas metálicos de cavilhas, em aço S275 JR (*inc.* chapa principal e chapas secundárias), tendo-se baseado o seu dimensionamento na NP EN 1993-1-8:2010 [6.24], específica para ligações do género. Como se trata do mesmo aço utilzado nas cavilhas e chapas, a tensão de cedência das cavilhas ( $f_{yp}$ ) correspondeu à do aço em perfil ( $f_{sy}$  = 275 MPa).

Os esforços actuantes (*F* e *M*) para verificação aos ELS ( $F_{E,freq}$  e  $M_{E,freq}$ ) e ELU ( $F_{Sd}$  e  $M_{Sd}$ ) são resumidos na Tabela 6.15. Em serviço, foi considerada a combinação frequente de acções. O dimensionamento foi efectuado com base numa espessura adoptada para a chapa principal (t = 16 mm) e num diâmetro do furo para a cavilha ( $d_0 = 32$  mm), cumprindo os limites definidos na Figura 6.37 (Tipo B:  $t \ge 11$  mm e  $d_0 \le 40$  mm).



Figura 6.37: Definições e restrições geométricas da chapa onde liga a cavilha (Tipo A e Tipo B). Adaptado [6.24]

Os requisitos geométricos da chapa principal foram verificados para a espessura adoptada, através das distâncias aos seus bordos –  $a \in c$ , conforme se indica na Figura 6.37 (Tipo A) e na Tabela 6.16.

T 1 1 C 15 F 6		1 /	· 1	1 '11
Labela D 13. Estor	ros actuantes nor	elemento	singillar	de cavilha
1 ubeiu 0.15. Loioi	gob detduines por	cicilicitic	Singular	ac cu i mu

ELS	$S(E_d)$	ELU $(S_d)$			
<b>F</b> <sub>E,freq</sub>	M <sub>E,freq</sub>	$\mathbf{F}_{\mathbf{Sd}}$	$\mathbf{M}_{\mathbf{Sd}}$		
26 kN	0,12 kN.m	69 kN	0,38 kN.m		

F – força correspondente ao esforço transverso máximo por viga mista. M – momento flector numa cavilha:  $F/8 \cdot (b + 4 \cdot c + 2 \cdot a)$ , vd. Fig. 6.36

Tabela 6.16: Definição geométrica da cavilha e da chapa principal.

Geometr	ia dada	Cavilha	Bordos o	da chapa
t	$\mathbf{d}_{0}$	d	а	с
16 mm <sup>(1)</sup>	32 mm	20 mm	> 35 mm	> 35 mm
(>11)	(<40)	50 IIIII	(≥21)	(≥11)

<sup>(1)</sup> Espessura 1,5 vezes superior ao valor mínimo, por razões de soldadura e garantia da segurança à encurvadura local.



Figura 6.38: Momento flector na cavilha [6.24].

Uma vez definidas as dimensões da chapa principal e o diâmetro da cavilha ( $\emptyset$ 30), procedeu-se às verificações da segurança (ELS e ELU) de ambas as peças, incluindo a resistência da soldadura, tendo por base as seguintes desigualdades, *vd*. Tabela 6.17:

Verificação da resistência ao esmagamento da chapa (ELU) ...... 
$$F_{Sd} \le F_{b,Rd} = 1,5 \cdot t \cdot d \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M0}}$$
 (6.39)

 $Verificação \ da \ resistência \ ao \ esmagamento \ da \ chapa \ (ELS)^{1} \dots F_{E, freq} \leq F_{b, Rd, ser} = 0, 6 \cdot t \cdot d \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M6}}$ (6.40)

$$Verificação da resistência ao corte da cavilha^{2} \dots F_{sd/2} \leq F_{v,Rd} = 1,5 \cdot \frac{A \cdot f_{sy}}{\gamma_{M2}}$$
(6.41)

$$Verificação da resistência à flexão da cavilha (ELU)^3 \dots M_{sd} \le M_{Rd} = 1,5 \cdot W_{el} \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M0}}$$
(6.42)

 $Verificação da resistência à flexão da cavilha (ELS) \dots M_{E,freq} \le M_{Rd,ser} = 0.8 \cdot W_{el} \cdot \frac{f_{sy}}{\gamma_{M6}}$ (6.43)

$$Verificação da resistência à flexão + corte \dots \left(\frac{M_{Sd}}{M_{Rd}}\right)^2 + \left(\frac{F_{Sd}/2}{F_{v,Rd}}\right)^2 \le 1$$
(6.44)

 $Verificação \ da \ soldadura \ (método \ simplificado)^4 \dots F_{Sd} \le F_{w,Rd} = \frac{f_u}{\sqrt{3} \cdot \beta_w \cdot \gamma_{M2}} \cdot a \cdot l \tag{6.45}$ 

Tabela 6.17: Verificações da segurança aos ELS e ELU das cavilhas e chapas principais dos aparelhos de apoio.

Relação   Eq.	(6.39)	(6.40)	(6.41)	(6.42)	(6.43)	(6.44)	(6.45)
Actuante	F <sub>Sd</sub> /F <sub>b,Rd</sub>	F <sub>E,freq</sub> /F <sub>b,Rd,ser</sub>	$F_{Sd}/2/F_{v,Rd}$	$M_{Sd}/M_{Rd}$	$M_{E,freq}/M_{Rd,ser}$	combinada	F <sub>Sd</sub> /F <sub>w,Rd</sub>
Resistente	0,35	0,33	0,15	0,00	0,00	0,02	0,23

Componente crítico: resistência ao esmagamento da chapa (rácio de 0,35).

De acordo com os cálculos resumidos na Tabela 6.17, a ligação em cavilha dos apoios verifica a segurança aos ELS e ELU. Note-se que as cavilhas ( $\emptyset$ 30) foram idênticas em ambos os apoios (fixo e móvel).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $\gamma_{M6}$  – coeficiente de segurança para a resistência das cavilhas em serviço ( $\gamma_{M6} = 1,0$ ).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> A – área da secção transversal da cavilha (A =  $\pi$ .d<sup>2</sup>/4).

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup>  $W_{el}$  – módulo elástico de flexão da cavilha ( $W_{el} = \pi.d^3/32$ ).

 $<sup>{}^{4}</sup>f_{u} = 430$  MPa (tensão de rotura);  $\beta_{w} = 0.85$  (aço S275);

a = 8 mm (espessura mínima do cordão de soldadura) e l = 160 mm (comprimento mínimo do cordão de soldadura).

As chapas secundárias (duplas) foram definidas com uma espessura a = 12 mm, tendo-se assumido um afastamento transversal c = 1 mm, em relação à chapa principal de espessura b = 16 mm (vd. Fig. 6.38, para parâmetros  $a, b \in c$  definidos em corte transversal do sistema). Perpendicular a estas chapas duplas, são ainda soldados cutelos de reforço (10 mm), de forma a rigidificar transversalmente e minimizar efeitos de encurvadura por flexão das chapas. O conjunto destas chapas e cutelos é ligado por soldadura no topo ao perfil-H e na base a uma chapa de assentamento (20 mm). Esta última teve por objectivo ancorar os sistemas de apoio no betão das vigas de estribo recorrendo a chumbadouros roscados M22 (classe 8.8).

Na Figura 6.39 mostra-se em alçado lateral e frontal o desenho do aparelho de apoio móvel (biarticulado), sendo este formado por duas cavilhas cujos eixos de rotação distam entre si 125 mm. A distância vertical anterior permite ao apoio móvel acomodar deslocamentos horizontais do tabuleiro, sem sofrer rotações significativas (3°), devido às variações de comprimento por efeito das amplitudes térmicas – Eq. (6.46). De modo a garantir na estrutura uma translação desimpedida, foi fixada uma distância livre de 86 mm na zona do encontro, entre o topo do perfil-H e a face do muro (resultante de acertos geométricos). Embora sem o mesmo efeito, do lado do apoio fixo, fixou-se uma junta de "dilatação" de 47 mm.



Variação de comprimento ...... 
$$\Delta L_{AT} = \alpha \cdot \Delta T_{max} \cdot L = 12 \cdot 10^{-6} / C \cdot 51^{\circ} C \cdot 13,3 m \approx 8 mm$$
(6.46)

Figura 6.39: Desenho do aparelho de apoio móvel: alçado lateral e alçado frontal (sem escala).

Para vencer as transições nos apoios, adoptaram-se chapas *gota* em aço S235 (espessura de 3 mm), nas dimensões adequadas, chumbadas apenas no lintel de betão do muro dos encontros.

## 6.3.4.2 Guarda-corpos

Pretendeu-se conceber os guarda-corpos num desenho similar ao das guardas metálicas existentes nos muros marginais do rio, atendendo também ao custo da solução a adoptar. Nesse contexto, procurou-se definir uma geometria simples baseada em barras chatas a formar prumos principais de amarração do sistema de guarda às longarinas da ponte. Foi desejável que essa ligação fosse realizada lateralmente ao nível inferior da alma dos perfis-H, segundo uma curvatura (*R*175 mm) que permitisse "cercar" a laje do tabuleiro sem o "tocar", mantendo uma inclinação constante (75°) do conjunto da guarda para a zona do pavimento, *vd*. Figs. 6.40 e 6.41. Os topos das guardas não encostam ou apoiam nas zonas dos encontros.





*Figura 6.40*: Desenho em corte do guarda-corpos na secção parcial do tabuleiro (sem escala e dimensões em *mm*).

*Figura 6.41*: Desenho em alçado lateral do guardacorpos em zona de remate com a chapa quinada.

De acordo com a acção definida para a guarda (1 kN/m)<sup>1</sup> e aplicando modelos transversais de carga simplificados, os prumos principais foram dimensionadas para o efeito do momento flector na secção de encastramento nos perfis-H. Recorrendo a aço estrutural S275, seleccionou-se para os prumos estruturais da guarda uma barra chata de secção maciça (60×25 mm<sup>2</sup>), depois de definida a distância entre eles (1.790 mm). Este comprimento foi fixado por tentativa em resultado de um compromisso entre não sobrecarregar a estrutura da guarda e, esteticamente, ser próxima do desenho das guardas marginais ao rio.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Valor característico regulamentar para a força distribuída aplicada horizontal ou verticalmente no topo do corrimão da guarda [6.19].

Além disso, foi pretendida um instalação simétrica dos prumos (8 por guarda), igualmente afastados entre si, num comprimento do vão da ponte ligeiramente inferior à distância entre faces dos diques marginais.

Numa fase inicial, recorreram-se também a barras chatas horizontais (secção  $60 \times 30 \text{ mm}^2$ ) para ligação longitudinal entre prumos, constituindo desse modo o corrimão e o rodapé, este último a uma cota superior do pavimento. Porém, o excessivo peso da guarda nesta solução foi decisivo em aligeirá-la recorrendo a um perfil tubular RHS ( $60 \times 25 \times 4 \text{ mm}$ ) na linha inferior e a uma chapa quinada no corrimão ( $90 \times 30 \times 5 \text{ mm}$ ). Esta última teve também por finalidade acomodar a fita LED prevista para a iluminação do tabuleiro, conforme se mostra no desenho da Figura 6.40. O sistema lateral da guarda foi fechado com varões  $\emptyset$ 10, afastados entre si numa distância útil inferior a 10 cm. As disposições do perfil tubular, da chapa quinada e dos varões de fecho acompanham a geometria definida em corte para os prumos da guarda.

Embora a solução anterior tenha sido o resultado de sucessivas hipóteses menos viáveis para a estrutura da guarda, reviu-se ainda a necessidade de colocar perfis tubulares SHS (25×25×4 mm) nas secções de encastramento dos prumos principais, *vd*. Fig. 6.42. Com estas diagonais pretendeu-se reduzir a deformabilidade excessiva da guarda, quando solicitada lateralmente para fora do plano (exterior), sem funcionamento dos referidos tirantes. Nesta situação, o conjunto atinge uma flecha máxima lateral próxima de 43 mm, conforme se mostra na Figura 6.43 pela configuração obtida do respectivo modelo numérico. Dentre as várias hipóteses estudadas, a opção por tirantes do género mostrou-se ser uma das mais interessantes, com vista aos objectivos a cumprir (redução da flecha em cerca de 40%) e sem comprometer a arquitectura da guarda integrada no tabuleiro, com visibilidade parcialmente ocultada do lado exterior à ponte, *vd*. Fig. 6.8.



*Figura 6.42*: Vista parcial da modelação numérica dos guarda- *Figura 6.43*: Deformada parcial do modelo do guarcorpos (completos), ligados à estrutura de suporte do tabuleiro. da-corpos sem diagonais carga horizontal de 1 kN/m.

Os guarda-corpos são soldados às longarinas, que acompanham a sua curvatura como peça única num comprimento total de 12,53 m. Esta dimensão foi ajustada em conformidade com o afastamento adop-

tado entre prumos e de forma a assegurar uma distância suficientemente desimpedida (*ca*. 70 mm), entre as extremidades da guarda e o plano vertical dos coroamentos dos muros marginais, sendo este plano correspondente ao alinhamento das chapas quinadas de remate (acrotérios), *cf*. Fig. 6.41. Pretendeu-se assim garantir variações livres longitudinais da guarda, quer devidas às deformações do tabulei-ro quer por amplitudes térmicas – similar à estimada através da Eq. (6.46) (*ca*. 8 mm). Com o objectivo de garantir uma maior resistência nas secções de encastramento dos prumos principais das guardas, são dispostas chapas de reforço interno (cutelos de espessura 10 mm) em toda a altura das almas dos perfis HEB 280. As soldaduras dos elementos da guarda e das chapas de reforço são executadas nos moldes atrás mencionados.

# 6.4 ANÁLISE DINÂMICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO

Para além do dimensionamento estático efectuado na secção precedente, as características da *Ponte Pedonal Compósita*, *S. Mateus*, como a sua leveza, esbelteza e expectável reduzido amortecimento, justificaram uma análise dinâmica suficientemente aprofundada acerca das vibrações induzidas pela acção humana sobre o tabuleiro compósito. Embora a solução em estudo apresente um vão curto, são cada vez mais reconhecidos os casos de vibrações excessivas em pontes pedonais caracterizadas por soluções estruturais esbeltas, fortemente susceptíveis de condicionar o conforto dos utilizadores [6.61].

Tendo em conta a subjectividade dos critérios actualmente existentes para a verificação e o dimensionamento dinâmico de pontes pedonais, optou-se por realizar na actual secção uma abordagem transversal sobre a temática com vista à verificação da segurança à vibração da ponte pedonal. Nesse sentido, no §6.4.1 procede-se à caracterização e modelação matemática da acção pedonal no domínio do tempo, quer para um peão individual quer para grupos e fluxos contínuos de indivíduos. Em seguida, no §6.4.2são compiladas e discutidas as mais diversas recomendações técnicas e normativas internacionais como forma de metodologia tipo de avaliação dinâmica de pontes pedonais em fase de projecto. Por fim, no §6.4.3 são descritos os cálculos das respostas máximas (em aceleração) e as respectivas verificações dos níveis de conforto humano à vibração da ponte compósita. As respostas foram determinadas quer analítica quer numericamente, para diversos graus de aproximação.

#### 6.4.1 CARACTERIZAÇÃO E MODELAÇÃO MATEMÁTICA DA ACÇÃO PEDONAL

No âmbito das acções dinâmicas mais relevantes neste estudo, em primeiro lugar é caracterizada a acção pedonal para vários tipos de movimentação humana – \$6.4.1.1, seguindo-se a sua forma de modelação matemática no domínio do tempo – \$6.4.1.2. Por último, são compilados e descritos os modelos de carga propostos na literatura, respectivamente, para a acção de um peão individual e de grupos e fluxos de peões – \$6.4.1.3 e \$6.4.1.4.

## 6.4.1.1 Caracterização da acção pedonal

A acção humana sobre um tabuleiro de uma ponte é determinada por vários parâmetros de movimento, nomeadamente: a frequência da passada  $(f_p)$ , o comprimento da passada  $(l_p)$  e a velocidade do movimento (v), os quais se associam a uma dada função de carga temporal, *vd*. Fig. 6.44 e Tabela 6.18



Figura 6.44: Função de carga temporal no modo andar na direcção: (a) vertical, (b) lateral e (c) longitudinal. Adaptado [6.43]

A força exercida por um peão em movimento sobre um tabuleiro pode ser decomposta em três componentes espaciais: uma vertical e duas horizontais – plano longitudinal e plano lateral ou transversal. No entanto, ambas as parcelas horizontais são por vezes desprezadas, visto os seus efeitos dinâmicos serem geralmente reduzidos. Em particular, a elevada rigidez axial de um tabuleiro face à de flexão justifica que a componente longitudinal seja quase sempre excluída das análises dinâmicas de estruturas de pontes pedonais.

Tipo de movimento	Frequência da passada f <sub>p</sub> [Hz]	Comprimento da passada l <sub>p</sub> [m]	Velocidade do movimento v [m/s]
Andar lento	1,70	0,60	1,10
Andar normal	2,00	0,75	1,50
Andar rápido	2,30	1,00	2,20
Jogging	2,50	1,30	3,30
Corrida	3,20	1,75	5,50

Tabela 6.18: Principais parâmetros da acção pedonal, Bachmann e Ammann [6.62].

A frequência da passada  $(f_p)$  representa o número de passos dados por um indivíduo no intervalo de tempo de um segundo, constituindo o parâmetro que mais influencia a acção pedonal num modo de deslocamento desde um andar lento até um andar rápido, incluindo também os movimentos no tipo *jogging* e corrida. O comprimento da passada  $(l_p)$  corresponde à distância compreendida entre os pontos de contacto dos pés com o pavimento em passadas sucessivas e pode ser relacionada com a velocidade do movimento (v) da seguinte forma:  $l_p = v/f_p$ . Na Tabela 6.18 são indicados os parâmetros propostos por **Bachmann** e **Ammann** [6.62] para os tipos de movimento referenciados, tidos como dos mais importantes numa análise dinâmica por indução humana.

Para além da carga gerada por um único peão, interessa também compreender a resposta dinâmica das estruturas de pontes quando atravessadas por grupos e grandes fluxos de indivíduos, *vd.* Fig. 6.45. Parece compreensível que as vibrações instaladas variem entre uma resposta amplificada da carga induzida por um só peão e a mais gravosa de uma perfeita sincronização entre um determinado número de peões, incluindo somente a parcela estática da carga pedonal no caso de grandes massas de peões parados sobre um tabuleiro (*i.e.*, sem qualquer efeito dinâmico).



*Figura 6.45*: Diversos tipos de densidades de fluxos de peões – d (P/m<sup>2</sup>). <sup>Adaptado [6.63]</sup>

A caracterização do tráfego pedonal nestas situações foi investigada por diversos autores, nomeadamente no âmbito dos projectos europeus de que são exemplos as publicações **SÉTRA [6.46]** e **HIVOSS [6.48]**, *vd*. Tabela 6.19. A densidade pedonal (*d*) influencia a velocidade de movimento dos peões, reduzindo-se esta com o aumento da densidade. Na situação de grandes massas transeuntes, caracterizadas por velocidades reduzidas, cada peão terá tendência a ajustar a frequência de passada daqueles que o rodeiam, o que geralmente resulta numa elevada taxa de sincronização. No entanto, os efeitos dinâmicos nestas condições tornam-se limitados, perante uma velocidade e amplitude dos movimentos cada vez mais reduzidas com o aumento do fluxo pedonal. O fenómeno da sincronização entre os peões de um grupo ou de um fluxo contínuo de peões constitui matéria de interesse no âmbito da verificação da segurança do tabuleiro compósito sujeito a vibrações verticais nestas condições de tráfego. Esta tendência dos indivíduos se moverem com a mesma frequência de passada encontra-se abordada mais à frente nos estudos e análises efectuadas especificamente para massas de peões (*§6.4.1.4 e §6.4.3.4*).

De diferente natureza do anterior, o fenómeno da interacção entre os peões e o tabuleiro constitui um outro aspecto importante a ter em conta na análise à vibração de uma ponte, uma vez que se manifesta em diversos efeitos, tais como ao nível (i) das propriedades dinâmicas da estrutura, (ii) das características das acções humanas e (iii) da sincronização lateral ("*Lock-in*").

Sobre o primeiro efeito, é reconhecida a influência que as cargas pedonais podem exercer nas propriedades modais do tabuleiro, nomeadamente em termos da alteração da sua frequência natural e amortecimento característico [6.47]. O aumento de massa adicional dos peões na massa do tabuleiro traduz-se na redução das frequências naturais, sendo uma situação relativamente fácil de modelar, como mais à frente discutido esse efeito (§6.5.3.4). Porém, a consideração do aumento do amortecimento com a massa pedonal incorre numa maior complexidade de análise, sendo bastante difícil quantificar esse efeito perante a não linearidade do sistema conjunto (peão – tabuleiro).

Densidade pedonal d [P/m <sup>2</sup> ]	Frequência da passada f <sub>p</sub> [Hz]	Velocidade do movimento v [m/s]	Características do tráfego pedonal
0,2	1,93	1,45	Andar confortável e livremente; Ultrapassagem de outros peões sem dificuldades; Cada indivíduo pode escolher o ritmo que pretende.
0,5	1,81	1,30	Tráfego relativamente denso; A liberdade de movimentos é limitada de forma intermitente.
1,0	1,61	1,04	Liberdade de movimentos reduzida; Situação pouco confortável; Impossibilidade de ultrapassagem.
1,5	1,41	1,41	Tráfego muito denso e marcha desconfortável; Passadas reduzidas; Confortável apenas durante um curto espaço de tempo.

Tabela 6.19: Principais características de diversas densidades de fluxos de peões. Adaptado [6.48]

d – densidade pedonal expressa em número de peões (P) por m<sup>2</sup> de superfície transitável de tabuleiro.

No segundo efeito, as acções humanas induzidas são facilmente condicionadas pelo comportamento do tabuleiro, como por exemplo a rigidez do seu pavimento. As características de um revestimento influenciam a amplificação dinâmica da acção humana, sendo tanto maior quanto mais elevada for a rigidez da camada de desgaste [6.64]. Porém, as alterações mais importantes na acção pedonal são motivadas pelo efeito de sincronização dos movimentos dos peões com a oscilação do tabuleiro, que ocorre quando em ressonância (frequência da passada coincidente com a frequência própria da ponte). Em relação a este terceiro efeito, a importância da sincronização associa-se mais aos seus efeitos na direcção lateral do que na vertical, uma vez ser mais elevada a sensibilidade humana às vibrações nessa direcção. Dada a reduzida susceptibilidade do presente caso de estudo a este efeito ("*lock-in*"), a sua abordagem sai fora do âmbito da presente tese. Porém, vale a pena referenciar o recente trabalho produzido sobre o tema por **Ingolfsson** *et al.* [6.65].

## 6.4.1.2 Modelação matemática determinística da acção pedonal no domínio do tempo

As funções de carga induzidas pelo movimento de peões, isoladamente, sobre os tabuleiros podem ser estabelecidas como uma força pontual móvel (Q), variável quer em função do tempo (t), quer da posição do indivíduo (x) ao longo da ponte. Admitindo um movimento uniforme, a função gerada pode ser assumida pela combinação da componente temporal, F(t), com a função espacial,  $\delta(x,t)$ , do seguinte modo:

$$Q(x,t) = F(t) \cdot \delta(x - v \cdot t) \tag{6.47}$$

Além das variáveis t e x, naturalmente que o parâmetro frequência da passada assume especial importância na caracterização das funções de carga pedonal,  $F_p(t)$ , para uma dada cadência de movimento. Tendo por base a assumpção da periodicidade dessas funções,  $T_p$ , representativas da acção exercida por um peão em movimento, estas podem ser aproximadamente desenvolvidas por um somatório de funções harmónicas em série de Fourier [6.43,6.62,6.66], que sobrepõe a contribuição de *i* harmónicas com diferentes frequências de passada,  $f_p$ , múltiplas do índice harmónico inteiro *i*. Nesse sentido, o efeito total da acção periódica, para a direcção vertical, pode ser resumido nas seguintes tipologias de movimento:

Modo and ar..... 
$$F_{p,ver}(t) = G + \sum_{i=1}^{n} \alpha_i \cdot G \cdot sen[2\pi \cdot i \cdot f_p \cdot t - \phi_i]$$
 (6.48)

$$Modo \ correr^{1} \dots F_{p,ver}(t) = G + \sum_{i=1}^{n} \alpha_{i} \cdot G \cdot sen\left[2\pi \cdot i \cdot f_{p} \cdot \left(t - \frac{t_{c}}{2 \cdot i}\right)\right]$$
(6.49)

em que:

- *G* peso do peão (N);
- *i* número de ordem dos termos harmónicos da série (em *n* inteiros considerados);
- $\alpha_i$  coeficiente de Fourier ou amplitude normalizada do harmónico de ordem *i*;
- $\phi_i$  ângulos de fase do harmónico *i*, em relação ao harmónico da frequência fundamental;
- $t_c^{-1}$  tempo de contacto do pé com o pavimento em cada passada (diminui com o aumento de  $f_p$ ).

Faz-se notar que, nas expressões anteriores, se pode definir a frequência angular da passada por:  $\omega_p = 2\pi \cdot f_p$ .

As funções nas formas apresentadas pelas Eqs. (6.48) e (6.49) excluem o efeito do impacto do calcanhar no pavimento, sobretudo no modo andar, o qual se apresenta na realidade por um pico de reacção transiente, *vd*. Fig. 6.46 (*e.g.*, série de Fourier de 3 termos para o modo andar lento:  $f_p = 1,7$  Hz).

 $t_c$  – no modo *correr* é introduzido um registo descontínuo do contacto dos pés com o pavimento face ao modo *andar*, consequente numa maior amplitude da carga aplicada (relação força de pico / peso estático próxima de 3 para  $f_p$  = 3,0–5,0 Hz).

Para ambas as direcções horizontais, a parcela estática relativa ao peso do peão é anulada, mantendo-se apenas a contribuição da parcela dinâmica referente à acção variável. Os valores do número de ordem dos termos das séries passam a ser múltiplos de 1/2, e não unitários (para  $\phi_i$  aproximadamente nulos).



Figura 6.46: Força de contacto de uma passada e força de reacção no piso [6.67].

Segundo alguns autores **[6.43]**, a consideração dos 3 primeiros harmónicos será a adequada para a modelação do comportamento de indução humana na direcção vertical. No entanto, segundo outros investigadores, será suficiente a contribuição do 1º harmónico (o termo mais importante) **[6.46-6.48]**. Se, por um lado, podem ser desprezados na resposta os modos de ordem superior para a direcção vertical, por outro, estes ganham importância acrescida no plano horizontal **[6.68]**. Se na direcção lateral as acções podem ser relevantes para o 1º e 3º semi-harmónicos, na direcção longitudinal sobressaem para o 1º e 2º harmónicos.

Não obstante, o comportamento para vibrações horizontais apenas será referenciado na tese quando oportuno, conforme a sua reduzida importância atrás sublinhada, sobretudo no âmbito do projecto em estudo. Nesse intuito suprimir-se-á em diante o índice em *subscript* " $_{p,ver}$ " nos modelos futuramente analisados.

## 6.4.1.3 Modelos de carga para peão individual

Na literatura da especialidade podem encontrar-se inúmeras propostas para os coeficientes de Fourier e ângulos de fase para as actividades humanas mais usuais sobre pisos de diversa natureza. Os coeficientes dos harmónicos foram obtidos mediante tratamento de sinal por transformada de Fourier das funções de carga (normalizada) registadas experimentalmente, para os mais variados casos da acção pedonal. Na Figura 6.47 é apresentada uma série de resultados que traduzem as amplitudes do 1º ao 4º harmónicos da função de carga vertical – *caminhar* ( $f_p = 1,0-2,8$  Hz), compilada por **Young [6.69]**, em parte reunida por **Kerr [6.70]**, que analisou mais de 1.000 passagens de 40 indivíduos sobre células de carga.



Figura 6.47: Coeficientes de Fourier dos primeiros quatro harmónicos da função de carga andar (caminhada) [6.69].

Da vasta série estatística de resultados pode concluir-se que a amplitude do 1° harmónio varia linearmente entre 0,1 e 0,5 para frequências de passada compreendidas entre aproximadamente 1,0 Hz e 2,5 Hz, respectivamente. Ao 2° harmónico associam-se amplitudes médias que reflectem um valor constante de cerca de 0,07, embora com uma dispersão muito significativa, bastante superior à do 1° harmónico. Os 3° e 4° harmónicos traduzem tendências lineares semelhantes (*ca*. 0,05, valor médio), nas suas respectivas gamas de frequências, múltiplas 3 e 4 vezes a fundamental. Com base nestes e noutros resultados, ao longo do tempo, foram desenvolvidas algumas expressões matemáticas para as amplitudes dos harmónicos, em geral em função de  $f_p$ , que têm constituído importantes bases de referência sobre a temática. Os modelos de carga para a passagem de um peão podem ser deduzidos com base nos parâmetros reunidos na Tabela 6.20, como forma de síntese dos resultados apontados por alguns autores, em complementaridade com indicações normativas. De um modo geral, o movimento do peão compreende os vários modos de caminhar (lento, normal e rápido), com breve referência ao modo de corrida.

Autor / Norma – <i>Ref.</i> "	Tipologia da passada	Frequência da passada		Coeficiente de Fourier (factor de carga dinâmico)
Deshausan	caminhar (lento e normal)	≤ 2,0 Hz	$egin{array}{c} lpha_1 \ lpha_2 \ lpha_3 \end{array}$	0,40 / 0,50 0,10 0,10
Bachmann [6.66]	caminhar (rápido)	2,0 – 2,4 Hz	$egin{array}{c} lpha_1 \ lpha_2 \ lpha_3 \end{array}$	$0,25 f_p - 0,10$ 0,10 0,10
	correr	≥ 2,5 Hz	$\alpha_i$	(leitura de ábaco)
Young [6.69]	caminhar	1,0 – 2,8 Hz	$egin{array}{c} lpha_1 \ lpha_2 \ lpha_3 \end{array}$	$\begin{array}{l} 0,37.(f_p-0.95)\\ 0,0088f_p+0.054\\ 0,015.f_p+0.026\end{array}$
ISO 10137:2007 [6.73]	_	1,2 – 2,4 Hz 2,4 – 4,8 Hz 3,6 – 7,2 Hz	$egin{array}{c} lpha_1 \ lpha_2 \ lpha_3 \end{array}$	$\begin{array}{c} 0,37.(f_p-1,00) \\ 0,10 \\ 0,06 \end{array}$
BS 5400-2:2006 [6.31]	caminhar	≤ 4,0 Hz 4,0 – 5,0 Hz	α <sub>1</sub> α <sub>2</sub>	0,257 0-70%.α <sub>1</sub>
BS EN 1991-2:2008 [6.72]	caminhar jogging / corrida	-	$\alpha_1$	0,40 1,30
SÉTRA	caminhar lento	1,0 Hz	$\alpha_1$	0,10
[6.46]	caminhar normal	2,0 – 2,5 Hz	$\alpha_1$	idênticos à <i>ref<sup>a</sup></i> . <b>[6.60]</b>
SYNPEX [6.47]	caminhar	1,2 – 2,5 Hz	$egin{array}{c} lpha_1 \ lpha_2 \ lpha_3 \end{array}$	$\begin{array}{l} 0,0115.{f_p}^2 + 0,2803.{f_p} - 0,2902 \\ 0,0669.{f_p}^2 + 0,1067.{f_p} - 0,0417 \\ 0,0247.{f_p}^2 + 0,1149.{f_p} - 0,1518 \end{array}$

Tabela 6.20: Amplitude normalizada (coeficiente de Fourier) para a componente vertical da acção pedonal.

NOTA:

BS EN 1991-2:2008 (NA) - valores provenientes da

Ângulos de fase apontados na generalidade:  $\phi_1 = 0$ ;  $\phi_2 = \phi_3 = \pi/2$ .

investigação de **Barker** e **Mackenzie** [6.73].

# 6.4.1.4 Modelos de carga para grupos e fluxos de peões

Tal como no caso da modelação da carga para um peão individual, importa antes de mais relembrar as principais características do tráfego pedonal em situação de fluxo contínuo de peões (vd. §6.4.1.1). Neste caso, interessa relacionar o fenómeno da *interacção – sincronização* entre peões, visto este ser susceptível à densidade do tráfego. De um modo geral, a sincronização entre peões tem sido modelada com base

na multiplicação da força individual gerada pela passagem de um peão, através de um coeficiente de correlação do número de peões sincronizados, de modo a obter-se uma resposta dinâmica dada pela sobreposição de várias individuais. O mesmo será considerar que N peões não correlacionados em contínuo sobre o tabuleiro corresponderá a  $N_{eq}$  peões sincronizados equivalentes ao fluxo de peões aleatórios, *i.e.*, os que por casualidade apresentam a mesma fase. A relação  $N_{eq}/N$  representa a taxa de sincronismo,  $\lambda$ .

Na Tabela 6.21 resumem-se os principais modelos de carga específicos para grupos e fluxos de peões, desde o modelo clássico formulado por **Matsumoto [6.74]** até às formulações mais recentes constantes nos manuais **SÉTRA [6.46]**, **SYNPEX [6.47]** e no Anexo Nacional da **BS EN 1991-2:2008 [6.72]**.

<i>Tabeta</i> 0.21. Modelos de carga vertical para grupos e fluxos de pedes segundo diversas recomendações tecnicas	Tabela 6.21: Modelos de	carga vertical para	grupos e fluxos de p	eões segundo diversas	recomendações técnicas.
---	-------------------------	---------------------	----------------------	-----------------------	-------------------------

Moo	delo d	le carg	ga		Parâmetros		Função de carga
Norma / <i>Ref.<sup>a</sup></i>		<b>d</b> [P/m <sup>2</sup> ]	$N_{eq}\left[- ight]$	λ[–]	$\mathbf{F}$ [N] – $\mathbf{p}$ [N/m <sup>2</sup> ] com $\mathbf{G}$ [N]		
Clássico [6.74]			grupo – fluxo	grupo – fluxo $\sqrt{\chi \cdot T} = \sqrt{N}$ $\frac{\sqrt{N}}{N}$		$T(t) \rightarrow t \rightarrow T$ and $T(t) \rightarrow t \rightarrow t$	
ISO [6.71	<b>1013</b> 7	7:2007	,	grupo – fluxo	_	$\frac{\sqrt{N}}{N}$	$\Gamma(t) = N \cdot \lambda \cdot \sum_{i} \alpha_{i} \cdot G \cdot sen[2\lambda \cdot t \cdot j_{p} \cdot t - \varphi_{i}]$
BS EN 1991-2:2008 [6.72]		1 – 3 peões (grupo)	$\sqrt{1+\gamma\cdot(N-1)}$	1 - 100%	$F(t) = N_{eq} \cdot k_{(f)} \cdot [\alpha_1 \cdot G \cdot sen(2\pi \cdot f \cdot t)]$		
		fluxo	$1,8\cdot\sqrt{\gamma\cdot N/eta}$	$1,8\cdot\sqrt{\gamma/\beta\cdot N}$	$(\alpha_I = 0, 4 \text{ caminhada e } \alpha_I = 1, 3 \text{ jogging / corrida})$ $p(t) = d \cdot \lambda \cdot k_{(f)} \cdot [\alpha_1 \cdot G \cdot sen(2\pi \cdot f \cdot t)]$		
▲ [6.46]	) e C3 (α <sub>2</sub> )	X [6.47]	TC1-TC3	fluxo esparso a denso < 1,0	$10,8\cdot\sqrt{N\cdot\xi}$	$10.8 \cdot \sqrt{\frac{\xi}{N}}$	$p(t) = d \cdot \lambda \cdot \psi_k \cdot [\alpha_i \cdot G \cdot sen(2\pi \cdot f \cdot t)]$
SÉTRA C1-C2 (α <sub>1</sub> ) SYNPEX TC4-TC5	fluxo denso ≥ 1,0	$1,85 \cdot \sqrt{N}$	$1,85 \cdot \sqrt{\frac{1}{N}}$	$(\alpha_1 = 0, 4 e \alpha_2 = 0, 1)$			

f – frequência natural do modo de vibração em análise (componente modal na direcção vertical).

 $\xi$  – coeficiente de amortecimento do modo de vibração em análise.

 $\alpha_i$  – coeficiente de Fourier do harmónico *i* em estudo (de acordo com o autor ou norma, *vd*. Tabela 6.20)

## BS EN 1991-2:2008 (NA) [6.72]

 $\beta$  – coeficiente de redução do número de peões em grupo:  $\beta$  = 0,634. $L_{eff}/L$ .

 $L_{eff}$  – comprimento efectivo do vão da ponte, L (conservativamente,  $L_{eff} \approx L$ ).

 $\gamma$ - coeficiente de redução para a combinação de acções não sincronizadas num grupo, vd. Fig. 6.48.

 $K_{(f)}$  – coeficiente de redução da combinação de efeitos da acção em grupo, vd. Fig. 6.49.

#### SÉTRA [6.46] / SYNPEX [6.47]

 $\psi_k$  – coeficiente de redução da amplitude das forças harmónicas, vd. Figura 6.49.

C1-3 - casos de carga e TC1-5 - classe de tráfego pedonal; função da densidade e classe da ponte, vd. Tabela 6.22.

EN 1995-2:2003 [6.28] (vd. Tabela 6.27, indicações do cálculo da aceleração para grupo e fluxos de peões).

A taxa de sincronização ( $\lambda$ ) pode ser estabelecida dentro de um intervalo compreendido entre o limite mínimo proposto no modelo clássico ( $\sqrt{N}/N$ ) – *sincronismo nulo* e o limite máximo – *sincronismo total* (100%). Embora entre em linha de conta com o efeito de multidão, o insucesso do modelo clássico foi devido ao facto de considerar todos os indivíduos na mesma frequência para distribuições de fase aleatórias. Na prática, este modelo considera o valor de pico da resposta transiente induzida por um peão equivalente em andamento sobre o tabuleiro, traduzindo a configuração modal e a duração limitada do atravessamento. Uma vez reconhecida, por experiência recente, que a sincronização é influenciada pela densidade pedonal, as últimas formulações desenvolvidas passaram a incluir o sincronismo de fluxos contínuos mais ou menos densos [6.48,6.75]. Em particular, destacam-se as orientações de projecto da SÉTRA [6.46], adoptadas também pela HIVOSS [6.48], que procuram aumentar a precisão dos modelos existentes, sobretudo em pontes urbanas sujeitas a elevados fluxos. Nestes modelos, os peões equivalentes,  $N_{eq}$ , são distribuídos ao longo de todo o tabuleiro, sendo a resposta máxima obtida por uma análise estacionária no tempo<sup>1</sup>.



Figura 6.48: Coeficientes de redução,  $\gamma$ , em função do amortecimento,  $\xi$ , e do vão efectivo,  $L_{eff}$ . Adaptado [6.73]

Importa referir que nos modelos detalhados na Tabela 6.21 a componente estática da carga pedonal não se encontra contabilizada nas respectivas expressões. Como sublinhado mais à frente, este acréscimo da massa humana pode exercer uma influência significativa nas propriedades dinâmicas da ponte, chegando a ser recomendado nalgumas normas a sua incorporação na massa da estrutura da ponte **[6.48]**.

A leitura da Figura 6.49 permite interpretar, em simultâneo, os coeficientes de redução quantificados pela norma **BS EN 1991-2:2008 [6.72]** –  $k_{(f)}$  e pelos manuais **SÉTRA [6.46]** e **HIVOSS [6.48]** –  $\psi_k$ , que atendem ao risco de ressonância do 1º e/ou 2º harmónico da acção dos peões com uma frequência

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Análise harmónica estacionária segundo amplitudes de oscilação com nodos (0) e antinodos (máx.) em pontos fixos do tabuleiro.

natural associada a um determinado modo de vibração com componente modal na direcção vertical. Estes coeficientes têm por objectivo reduzir a amplitude das forças harmónicas, traduzindo a banda de frequências críticas. Embora de aplicação semelhante, existem algumas diferenças entre aqueles dois coeficientes ( $k_{(f)} \in \psi_k$ ), inerentes aos respectivos modelos de carga, tais como:

- NA BS EN 1991-2:2008 admite apenas o 1º harmónico da função de carga, mas para uma gama de análise alargada a todos os modos de vibração verticais com frequências inferiores a 8 Hz (ponte em vazio), permitindo assim incluir a redução da amplitude por efeito do 2º harmónico. Traduz os efeitos da variabilidade da população, da amplitude dos harmónicos em caminhada e em corrida e da incerteza sobre a capacidade humana de excitar a frequência natural em análise.
- SÉTRA e HIVOSS admite os 1° e 2° harmónicos da acção dos peões, para uma banda de frequências críticas definida de forma a estabelecer uma transição entre os intervalos de frequência crítica e não crítica, sem descontinuidades. Neste ponto, a diferença entre os dois manuais, reside apenas nas zonas de transição da redução da amplitude de ambos os harmónicos da carga.

Face às diferenças acima mencionadas, convém referir que os coeficientes  $\psi_k$  correspondentes ao 2° harmónico de ambos os manuais foram "corrigidos" por um factor de 0,25 ( $\alpha_l/\alpha_2 = 0,1/0,4$ ), de modo a serem directamente comparáveis no mesmo diagrama da Figura 6.49 com o coeficiente normativo  $k_{(f)}$ , *vd*. Tabela 6.21. Na prática, aquela correcção relaciona-se com o produto entre os coeficientes de Fourier e os de redução das funções de carga correspondentes.



Figura 6.49: Comparação entre coeficientes de redução: NA BS EN 1991-2:2008, SÉTRA e SYNPEX.

Como se compreende da análise da Figura 6.49, as maiores discrepâncias entre os modelos verificam-se nas gamas de frequências compreendidas entre 2,5 Hz e 3,0 Hz, inferiores a 1,0 Hz e superiores a 5,0 Hz. Nestes dois últimos intervalos, os manuais **SÉTRA** e **HIVOSS** apresentam valores nulos. Em relação às regras exclusivas aos manuais, pode concluir-se que o documento Francês (**SÉTRA**) é sempre mais con-

dicionante (maior envolvente do coeficiente  $\psi_k$ ), à excepção da ligeira transição inferior na banda de frequências relativa ao 2° harmónico. O Anexo Nacional da **BS EN 1991-2:2008** fixa uma banda de frequências mais ampla para a acção pedonal, comparativamente ao definido nos dois manuais. Além disso, em praticamente toda a gama, define a menor redução da amplitude das forças harmónicas para uma dada frequência, embora com ligeiras diferenças face às envolventes de redução definidas nos manuais. Não obstante, destaca-se a superioridade da amplitude do 2° harmónico preconizada na norma.

Os carregamentos distribuídos p(t) assumidos das funções harmónicas para fluxos de peões devem ser aplicados em toda a superfície do tabuleiro. De forma a produzir os efeitos mais desfavoráveis, o sinal da amplitude da carga distribuída deve ser seleccionado de acordo com a configuração do modo de vibração em análise. Esta abordagem, nem sempre recomendada [6.48], corresponde a considerar os peões com fases opostas, dependendo do sinal da deformada modal onde estes se posicionam na ponte. As funções devem ser aplicados a cada modo de vibração com frequência natural nas bandas de risco de ressonância [6.46].

Na literatura, é possível encontrar alguns estudos detalhados acerca das especificações para a modelação de grupos e fluxos contínuos de peões em pontes pedonais, com particular interesse nas análises comparativas resultantes da aplicação dos respectivos procedimentos envolvidos na avaliação dos efeitos [6.76,6.77]. Neste aspecto, e como descrito no seguinte §6.4.2, os modelos de análise de fluxos relacionam-se com metodologias de avaliação dinâmica, função dos cenários de carga assumidos, em geral dependentes do tipo de ponte, densidade de tráfego e banda de risco de ressonância. Exemplos disso mesmo são as funções de carga diferenciadas na Tabela 6.21, de acordo com o nível de densidade pedonal (grupo e fluxo esparso a fluxo denso), com efeito relevante na sincronização, *vd*. Fig. 6.50.



*Figura 6.50*: Curvas da taxa de sincronização,  $\lambda$ , em função: (a) comprimento total do tabuleiro  $-L_t$ , e (b) densidade pedonal -d (admitindo coeficiente  $\xi = 0.5\%$  e largura útil do tabuleiro b = 2.0 m).

Como exemplo, as Figuras 6.50 (a) e (b) traduzem a aplicação dos modelos **SÉTRA** e **HIVOSS** em termos da percentagem de peões sincronizados ( $\lambda$ ), respectivamente, em função do comprimento total da ponte ( $L_t$ ) e da densidade (d). A taxa de sincronismo pode ser facilmente calculada com base na área útil do tabuleiro carregado, S = N/d. A sincronização aumenta com o amortecimento até densidades inferiores a 1,0 P/m<sup>2</sup>, valor a partir do qual deixa de depender daquele parâmetro. Segundo estes modelos, associa-se sempre um aumento súbito de sincronização quando a densidade supera aquela grandeza ( $d \ge 1,0$  P/m<sup>2</sup>)<sup>1</sup>.

## 6.4.2 METODOLOGIA DE AVALIAÇÃO DINÂMICA DA PONTE PEDONAL EM FASE DE PROJECTO

O projecto de uma ponte pedonal deve ter em conta as vibrações por indução transeunte. De seguida, apresenta-se de uma forma genérica a metodologia de avaliação que serviu de orientação para a análise dinâmica da *ponte pedonal compósita* na fase de projecto, de acordo com as mais diversas normas e recomendações de projecto internacionais. Por norma, a análise dinâmica envolve as seguintes etapas:

- Classificação do tráfego (ou classe da ponte);
- Avaliação das propriedades dinâmicas (frequências e amortecimento);
- Estabelecimento de critérios de verificação da segurança estrutural (gama de frequências críticas);
- Fixação dos critérios de conforto em aceleração (função do caso de projecto);
- Determinação do valor de pico da aceleração máxima;
- Verificação da resposta: acelerações, deslocamentos, tensões e esforços máximos.

Atente-se que o presente §6.4.2 destina-se a resumir as principais orientações de projecto existentes, associadas aos procedimentos habitualmente envolvidos na avaliação dinâmica de uma ponte, em particular os seleccionados para o caso de estudo. O posterior §6.4.3 especifica os efeitos dinâmicos na ponte compósita e as verificações dos critérios definidos para o conforto humano.

## 6.4.2.1 Classificação do tráfego

O tipo de tráfego e a densidade de peões prevista permitem determinar a acção dinâmica e podem influenciar significativamente os requisitos de projecto. Como exemplo, comparando uma ponte situada num centro urbano com outra localizada numa zona remota de montanha, torna-se claro que a probabilidade de ocorrência e a intensidade de certos efeitos dinâmicos pedonais são distintos. As características de uma dada população, como a sensibilidade às vibrações e o tipo de utilização da ponte, conduzem a diferentes exigências de projecto e consequentes comportamentos dinâmicos da ponte.

Na Tabela 6.22 apresentam-se, em conjunto, as classes do tráfego (ou das pontes) propostas nas normas SÉTRA, HIVOSS e BS EN 1991-2:2008. Faz-se notar que somente estes manuais pormenorizam uma classificação de projecto em função da densidade pedonal. Como pode analisar-se da Tabela 6.22, as classificações descritas estão associadas a um determinado grau de subjectividade (factores mais qualitativos que quantitativos). Para além disso, durante a vida útil de uma ponte pedonal podem ocorrer

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Transição súbita de sincronismo ( $d = 1,0 \text{ P/m}^2$ ) associada às premissas do modelo resultantes nas 2 expressões empíricas.

naturalmente várias condições de utilização, sendo necessário estabelecer as situações de projecto mais realistas, quer por uma utilização corrente expectável, quer excepcional (ou acidental). Nesse sentido, reveste-se de especial importância uma análise de benefício – custo da solução final, entre o projectista e o dono da obra, tendo em consideração os critérios a estabelecer, sobretudo os requisitos de conforto humano [6.68,6.78]. Estes são relacionados com as acelerações provocadas pela ponte, variando desde um conforto máximo (não perceptível) até um mínimo intolerável para o humano. Nesta matéria, uma vez mais, a fixação de um nível de conforto representa um conceito subjectivo, conforme à frente descrito no §6.4.2.3.

Fluxo	HIVOSS [6.48]		SÉTRA [6.46]		BS EN 1991-2:2008 [6.7	72]
Гило	Classe de Tráfego		Classe de Ponte		Classe de Ponte	
0 – 15 P	Muito fraco	TC1	Em zona rural, raramente utilizadas, localizadas em trajectos de ligação entre zonas de baixa densidade ou caminhos pedonais.	IV	Em zona rural, raramente utilizadas, localizadas em trajectos de ligação entre zonas de baixa densidade ou caminhos pedonais.	A
	Fraco					
0,2 P/m <sup>2</sup>	(andamento confortável e livre; peões isolados; passada livre)	TC2				
<b>0,4</b> P/m <sup>2</sup>					Em zona suburbanas, onde existem ligeiras variações ocasionais de densidade.	B
0,5 P/m <sup>2</sup>	Denso (movimentos ainda sem restrições)	TC3	Uso corrente, com probabi- lidade de serem atravessa- das por grandes grupos de pessoas mas raramente carregadas na totalidade.	III		
0,8 P/m <sup>2</sup>			Urbanas situadas em tra- jectos de zonas densamen- te povoadas, sujeitas a tráfego intenso, com pro- babilidade de ser carrega- das na totalidade.	П	Em percursos urbanos, com relevância nas varia- ções diárias da densidade pedonal (acessos a escritó- rios, escolas).	С
1,0 P/m <sup>2</sup>	Muito denso (andamento perturbado, com liberdade de movi- mento restringida)	TC4	Urbanas situadas em tra- jectos de circulação intensa (estações de transportes públicos, turismo em massa ou manifestações).	I		
1,5 P/m <sup>2</sup>	Excepcionalmente denso (andamento desagradável, engarrafamento; perda de liberdade na passada)	TC5			Principais acessos a locais públicos (recintos despor- tivos ou infra-estruturas de transportes públicos)	D

Tabela 6.22: Comparação entre classes das pontes e de tráfego, em função da densidade pedonal.

De modo a não comprometer o comportamento de uma ponte pedonal ou o custo final da sua solução (*e.g.*, recorrendo a sistemas de controlo de vibrações), a concepção estrutural deve ter em conta cada situação de tráfego a considerar criteriosamente numa análise dinâmica – *Casos de Projecto*. Estes serão definidos para a ponte compósita, verificando-se para cada caso os efeitos do tráfego e as condições de serviço para garantir um determinado critério ou nível de conforto adequado aos utilizadores.

## 6.4.2.2 Avaliação das propriedades dinâmicas -f, $\zeta$ : a) -b)

As frequências naturais e o amortecimento constituem as principais propriedades dinâmicas de qualquer sistema estrutural. Preferencialmente, aquelas propriedades devem ser identificadas por via experimental, existindo diversos métodos reconhecidos para o efeito [6.79], tais como os aplicados no registo do painel individual, *vd*. Capítulo 3. Na fase de projecto de uma estrutura, essa forma de identificação dinâmica torna-se na maioria das vezes inviável. Nesse contexto, de seguida, são descritos os procedimentos mais usuais de avaliação daquelas propriedades na fase de concepção de pontes, dando-se particular ênfase à caracterização do amortecimento, dada a sua maior incerteza de avaliação.

## a) Determinação das frequências naturais

As frequências naturais podem ser determinadas de forma mais ou menos simplificada, em função do método aplicado e sua aproximação ao sistema real, nomeadamente: (i) analítico, por aproximação da estrutura a um modelo com 1-GL ou por via de modelos contínuos (infinitos GL) [6.79], (ii) numérico, com recurso a programas de cálculo automático [6.41], ou com base em (iii) expressões empíricas [6.80].

O primeiro método corresponde à análise modal recorrente nas análises de comportamento dinâmico, quer por abordagem com base em modelos discretos quer contínuos. Muitos dos sistemas estruturais podem ser analisados independentemente para cada *n* modo de vibração, com base em formulações de equilíbrio dinâmico que exprimam a resposta da estrutura nesse modo (osciladores infinitesimais) ou que aproximem a resposta à de um sistema com 1-GL (osciladores discretos), podendo depois ser combinadas as *n* respostas por sobreposição modal. Uma vez "transformada" a estrutura em vários osciladores equivalentes, a resposta pode ser obtida com bastante aproximação considerando apenas os primeiros modos (com ou sem acoplamento), sobretudo nos casos de maior simplicidade das estruturas de pontes [6.46], *vd*. Tabela 6.23.

Modo de vibração	Frequência natural	Configuração do modo
Flexão (n ondas)	$f_n = \frac{n^2 \cdot \pi}{2 \cdot L^2} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{\rho \cdot S}}$	$v_n(x) = sen\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right)$
Axial (n ondas)	$f_n = \frac{n}{2 \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot S}{\rho \cdot S}}$	$u_n(x) = sen\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right)$
<b>Torção</b> ( <i>n</i> ondas) <sup>(1)</sup>	$f_n = \frac{n}{2 \cdot L} \cdot \sqrt{\frac{G \cdot J}{\rho \cdot I_r}}$	$\theta_n(x) = sen\left(\frac{n \cdot \pi \cdot x}{L}\right)$

Tabela 6.23: Frequências e modos de vibração analíticos para elementos de viga simplesmente apoiados [6.46].

*E.I* – rigidez de flexão; *E.S* – rigidez axial; *G.J* – rigidez de torção (uniforme).

 $<sup>\</sup>rho$ .S – densidade linear da estrutura;  $\rho$ .I<sub>r</sub> – momento polar de inércia da estrutura.

<sup>&</sup>lt;sup>(1)</sup> Considerando a rigidez de empenamento nula ( $E.I_w \approx 0$ ).

Neste ponto tem particular interesse as estruturas vigadas, com características constantes da secção transversal, tal como foi concebida a ponte pedonal compósita. Neste contexto, a Tabela 6.23 reúne as expressões de cálculo analítico das frequências naturais ( $f_n$ ), para os n modos de flexão, tracção e torção, em elementos contínuos de viga na condição simplesmente apoiada.

Num sistema desacoplado, cada um dos modos apresenta uma frequência própria e uma massa modal que são idênticas a cada frequência natural da estrutura e à sua correspondente massa modal. A resposta dinâmica por aproximação à de um oscilador de 1-GL será tanto melhor quanto mais significativa for a resposta no modo de vibração em causa para uma dada excitação induzida de acordo com essa configuração. Na prática, quer em termos de cálculo numérico quer sobretudo analítico, é suficiente considerar os modos que mais contribuem para a resposta. Esta abordagem analítica já foi anteriormente aplicada no cálculo da frequência fundamental da ponte pedonal no modo de flexão:  $f_1 = 4, 1 - 4, 5$  Hz (Soluções A - B, cf.§6.3.3.2).

O segundo método, numérico, será igualmente aplicado no caso de estudo, com base nos modelos de elementos finitos (SAP2000<sup>®</sup>) apresentados anteriormente na Secção 6.3. O terceiro método reportado refere-se à aplicação de expressões empíricas para o cálculo das frequências fundamentais, derivadas de uma série de resultados experimentais em pontes construídas em betão, aço e estrutura mistas. As expressões são descritas em função do vão, calibradas para pontes, sobretudo com um vão superior a 20 m, ( $f_1 = 35.L^{-0.73}$ , para estruturas em aço) **CEB [6.80]**.

Segundo algumas indicações técnicas de projecto, como as constantes no documento **HIVOSS**, é recomendado que a massa dos utilizadores seja considerada na avaliação das frequências, apenas quando a massa modal associada aos peões for superior a  $5\%^1$  da massa modal do tabuleiro. Em algumas estruturas de pontes bastante leves, o aumento desta massa pedonal pode atingir valores muito significativos comparativamente à do tabuleiro (até 50%), provocando desvios acentuados das frequências da ponte em vazio, *i.e.*, sem carga pedonal. Uma situação condicionante pode traduzir-se na redução das frequências de tal ordem que se enquadrem na gama de risco de ressonância assumida. Além das características dos materiais de construção da ponte, a camada de desgaste do tabuleiro, os dispositivos de apoio e os guarda-corpos podem influenciar significativamente os valores "reais" das frequências (experimentais) quando comparados aos obtidos analítica ou mesmo numericamente **[6.48]**.

Os aspectos mencionados no parágrafo anterior revestem-se de especial importância na análise dinâmica da ponte pedonal compósita, em virtude do reduzido peso próprio do tabuleiro em GFRP e da própria estrutura do guarda-corpos acoplado. O problema da massa adicional dos peões será oportunamente discutido, no que respeita ao seu efeito num tabuleiro desta natureza.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Incremento de 5% da massa modal dos peões representa uma redução da frequência natural de 2,5%.

## b) Caracterização do amortecimento

O amortecimento constitui um parâmetro de grande importância na análise do comportamento dinâmico de pontes submetidas a acções de serviço. Essa importância é traduzida pela influência que exerce sobre a amplitude das oscilações e o nível de aceleração induzido no tabuleiro, condicionando significativamente o conforto dos transeuntes. À semelhança da frequência natural, a dissipação de energia de uma ponte em serviço (atenuação contínua das vibrações) depende não só do amortecimento intrínseco aos materiais, como também de outros factores de índole construtiva, *e.g.*: conexões entre componentes (mecânica ou adesiva), aparelhos de apoio, tipos de revestimentos e guarda-corpos. No entanto, este factor apresenta uma maior dificuldade de avaliação, inerente aos múltiplos mecanismos de dissipação no interior da estrutura, sendo na maior parte das vezes assumido teoricamente em função do amortecimento dos materiais [6.68]. A incerteza associada às estimativas do amortecimento em fase de concepção requer, na maior parte dos casos, uma avaliação rigorosa que apenas é possível mediante uma caracterização experimental (*in situ*).

Os coeficientes de amortecimento ( $\xi$ ) representados na Tabela 6.24 constituem uma compilação dos valores publicados em vários documentos da especialidade e regulamentos [6.43,6.46-6.48,6.71], em função do material construtivo da ponte. Importa reter que os factores indicados por **Bachmann** e **Amman** [6.62] resultaram de medições efectuadas para níveis de vibração em serviço (andamento de peão na frequência natural da ponte).

Material de		ELU (sismo)			
Construção	mínimo	médio	$L < 20 m^{(1)}$	$L \ge 20 m^{(1)}$	máximo
Betão armado	0,8%	1,3%	1,5%+0,070.(20 – <i>L</i> )	1,5%	5,0%
Betão pré-esforçado	0,5%	1,0%	1,0%+0,070.(20 – <i>L</i> )	1,0%	2,0%
Aço	0,2%	0,4%	0,5%+0,125.(20 – <i>L</i> )	0,5%	2,0% - 4,0%
Misto aço – betão	0,3%	0,6%	0,5%+0,125.(20 – <i>L</i> )	0,5%	-
Madeira	1,0%	1,5%	_		-
FRP – GFRP <sup>(2)</sup>	0,6% -	1,2%	-		-

Tabela 6.24: Factores de amortecimento para diversos tipos de materiais de construção em pontes.

<sup>(1)</sup> EN 1991-2:2003 [6.19].

L – vão da ponte.

<sup>(2)</sup> Ref.<sup>a</sup>. [6.73] Amortecimento (sub-crítico) estimado do decremento logarítmico:  $\delta = 0,04-0,08$ .

Em paralelo, mostram-se também na Tabela 6.24 os valores recomendados na **EN 1991-2:2003** que, embora respeitantes a pontes ferroviárias, merecem apontamento pela referência a pontes com um vão inferior a 20 m. Para além disso, é ainda indicada uma gama de amortecimentos específica para materiais

de FRP/GFRP, estimada com base nas taxas de amortecimento (decremento logarítmico,  $\delta$ ) propostas por **Barker** e **Mackenzie [6.73]**, assumindo um regime livre amortecido sub-crítico ( $\zeta \approx \delta 2\pi$ , para  $\xi <<1$ ). Importa, porém, realçar que o Anexo Nacional da **BS EN 1991-2:2008**, proveniente dos trabalhos de investigação daqueles autores, não inclui qualquer referência à caracterização das propriedades  $f \in \xi$  em pontes pedonais, tal como a **EN 1991-2:2003**, não constituindo portanto matéria normativa ou informativa de Eurocódigos. Em geral, o amortecimento depende do nível das vibrações, aumentando com o aumento da amplitude das vibrações, provocando maiores forças de fricção entre elementos estruturais e não estruturais. Nesse sentido, também na Tabela 6.24 são apontados os valores para análise sísmica (e acidental), podendo ser usados como referência para análise dinâmica de vibrações de grande amplitude aos ELU **[6.79]**.

Complementarmente, as Figuras 6.51 (a) e (b) mostram a dispersão de factores de amortecimento em função da frequência e do vão, respectivamente, identificados experimentalmente em várias pontes pedonais no âmbito do projecto **HIVOSS**. Uma análise conjunta da Tabela 6.24 e da Figura 6.51 permite constatar que as estruturas metálicas são as mais susceptíveis a vibrações excessivas, cujo amortecimento pode atingir valores inferiores a 0,5%, tal como expectável nas estruturas compósitas com materiais em FRP.



*Figura 6.51*: Coeficientes de amortecimento registados em pontes, para condições em serviço, em função: (a) da frequência e (b) do vão. <sup>Adaptado [6.47,6.48]</sup>

Segundo a norma **SÉTRA**, em estruturas mistas que integrem diferentes materiais de construção (*i*), o amortecimento a ter em conta ( $\xi$ ) no cálculo da resposta dinâmica poderá ser obtido da média dos amortecimentos dos vários materiais ( $\xi_i$ ), ponderados pela contribuição da rigidez associada a cada material (*EI*<sub>i</sub>) na rigidez global da estrutura (*EI*), relativamente ao centro de geométrico da secção mista. A expressão descrita pela Eq. (6.50) resulta da simplificação da rigidez de flexão admitindo constante a secção transversal da ponte.

$$\xi = \frac{\sum_{i} \xi_{i} \cdot EI_{i}}{\sum_{i} EI_{i}}$$
(6.50)

Da interpretação da Tabela 6.24 é perceptível a escassez de informação técnica produzida, ou susceptível de validação, acerca dos coeficientes de amortecimento em estruturas pedonais compósitas ou híbridas com materiais de FRP, em geral, e nos tabuleiros pultrudidos de GFRP, em particular. Nalguns casos, os coeficientes anunciados foram simplesmente assumidos por aproximação a parâmetros reconhecidos em estruturas de pontes similares (não FRP) **[6.81]**. Noutros casos, os factores resultaram de identificações experimentais particularizadas, quer ao nível de um determinado elemento de laje **[6.82]**, quer de um protótipo concebido **[6.83]** ou de uma dada ponte em serviço **[6.84-6.86]**. Recorde-se que no **Capítulo 3**, foram apontados amortecimentos de 0,35% a 0,43% no painel multicelular constituinte do tabuleiro compósito da ponte, identificados para excitações em flexão no vão longitudinal de 1.500 mm.

À escala maior da estrutura, vale a pena citar os coeficientes de amortecimento obtidos por **Gonilha** *et al.* **[6.83]** num protótipo de ponte pedonal híbrida (vigas de GFRP – laje de betão), com base em ensaios de identificação modal (excitação forçada através de martelo de impulso). Aplicando o método de identificação estocástica de subespaço (SSI)<sup>1</sup>, foram estimados os seguintes coeficientes associados aos quatro primeiros modos de vibração: 1,3% (1º flexão), 0,7% (1º torção), 1,6% (2º flexão) e 1,0% (2º torção). Esta ordem de grandeza relativamente reduzida terá sido condicionada pela própria natureza da solução mista do tabuleiro<sup>2</sup> (sem elementos adicionais), associada a um vão curto de 5,5 m.

**Bai e Keller [6.86]** identificaram experimentalmente uma gama de amortecimentos compreendida entre 1,3% e 6,6% numa ponte pedonal totalmente compósita (GFRP). Faz-se notar que esta ponte foi referenciada no **Capítulo 3** (ponte *Pontresina*, estrutura em treliça com dois vãos de 12,5 m). Aquele intervalo de valores diz respeito a uma caracterização modal para vários cenários de acção pedonal e duas tipologias de ligações adoptadas na estrutura de cada vão. Os autores constataram que as ligações aparafusadas conduziram a coeficientes mais elevados que os obtidos recorrendo a colagens adesivas entre os perfis da ponte. Este resultado vai de encontro à maior capacidade de dissipação da energia por meio de junta mecânicas do que por ligações adesivas, devido à fricção por rotação nas juntas de ligação.

Também de uma ponte anteriormente referenciada, (ponte *Wilcott*, estrutura suspensa num vão único de 51,3 m e largura de 2,2 m)<sup>3</sup>, foram identificados experimentalmente, recorrendo à técnica SSI, os seguintes amortecimentos modais em flexão vertical: (1°) 1,46%, (2°) 1,94% e (3°) 0,69%, **Votsis** *et al.* **[6.87]**. Estes factores foram caracterizados com base na medição da resposta do tabuleiro induzida por dois tipos de indução humana: (i) um peão em caminhada normal e (ii) um peão em caminhada normal com outro estacionário no antinodo do modo de excitação (ponto de amplitude máxima). Segundo os autores, o segundo caso relevou-se mais condicionante que a acção de saltar. As frequências das passa-

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> SSI – do inglês, Stochastic Subspace Identification.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Perfis-I de GRRP (200×100×10 mm) e laje de 40 mm em betão SFRSSC (betão autocompactável reforçado com fibras de aço).

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Tabuleiro formado com painéis pultrudidos de GFRP do tipo modular ACCS.

das variaram entre 1,64 e 2,22 Hz, tendo sido estas seleccionadas na proximidade da 2<sup>a</sup> e 3<sup>a</sup> frequências naturais da ponte (situação mais relevante, para  $f_1 \approx 1,0$  Hz). Os autores quantificaram os amortecimentos estimados como sendo elevados face aos valores descritos na literatura para pontes pedonais associadas a um comportamento oscilatório do género.

A ponte pedonal *Aberfeldy* **[6.88]**, igualmente referenciada no **Capítulo 3**, foi submetida por duas vezes (em 1995 e 2000) a ensaios dinâmicos de identificação (vibração livre após ressalto), para a avaliação das suas propriedades dinâmicas **[6.89,6.90]**. Recorde-se que se trata de uma ponte em serviço há mais de 20 anos, com uma solução em painéis modulares (ACCS) pultrudidos de GFRP para o tabuleiro, suspenso por tirantes de AFRP (3 vãos: 25 m + 63 m + 25 m). Ao 1º modo de vibração (horizontal) correspondeu uma frequência fundamental de cerca de 1,0 Hz e um amortecimento de 1,0%. Para os dois modos seguintes (vertical) foram estimadas frequências de 1,6 Hz e 1,9 Hz e os respectivos coeficientes de amortecimento : (i) 0,8% e 0,9% em 1995 e (ii) 0,4% e 0,7% em 2000. **Stratford [6.91]**, o autor do estudo sobre as condições e o desempenho actuais da ponte, não apontou qualquer razão para aquele diferencial do amortecimento (0,4%–0,9%), constituindo porém uma gama consideravelmente reduzida (em termos absolutos).

#### 6.4.2.3 Critérios de verificação da segurança e de conforto humano em serviço: a) – b)

Uma vez avaliadas as propriedades dinâmicas do tabuleiro, deve procurar estabelecer-se critérios de verificação da (i) segurança estrutural e do (ii) conforto humano aos ELS.

Relativamente ao primeiro caso (i) será naturalmente desejável evitar que as frequências naturais se enquadrem nas gamas de frequências críticas, *i.e.* nas bandas de risco de ressonância associadas aos diversos modos de excitação humana. Nas fases de concepção das estruturas, esta forma de controlo da verificação aos ELS de vibração – *controlo indirecto* é habitualmente adoptada nas várias normas e recomendações técnicas internacionais, consubstanciadas nas linhas directrizes dos Eurocódigos. Por outro lado, o estabelecimento de critérios de conforto humano revela-se necessário sempre que o modo de *controlo indirecto* não dispensar uma análise comparativa entre as acelerações máximas induzidas sobre a estrutura e as acelerações limites toleráveis ao humano – *controlo directo*. A esta forma de verificação (ii) está associado o risco de ressonância da estrutura, passível de ocorrer por aproximação – sobreposição das frequências de excitação humana com as frequências naturais da ponte.

A base dos procedimentos acima descritos encontra-se de uma forma mais ou menos explícita em vários documentos normativos [6.14,6.19,6.28,6.31,6.71,6.72], bem como nas disposições dos manuais SÉTRA e HIVOSS. De forma sintética, são resumidas na Tabela 6.25 um conjunto de indicações e recomendações normativas para critérios de segurança e de conforto humano, respectivamente, em termos das bandas de frequências de risco e da aceleração limite aceitável (somente para a direcção vertical).

Critérios	Segurança	Conforto	Observações	
Criterios	(gama de risco)	(limite aceitável)		
Código / Norma	Frequência [Hz]	<b>Aceleração</b> [m/s <sup>2</sup> ]		
BS 5400-2:2006 [6.31]	< 5,00	$a_{lim} < 0.50.f_1^{0.5}$	Ponte em vazio.	
BS EN 1991-2:2008 [6.72]	< 8,00	$0,50 < a_{lim} < 2,00$	Ponte em vazio. Cálculo de $a_{lim}$ , <i>vd</i> . Tabela E.2 do Anexo E.3.1.	
EN 1990-A2:2005 [6.14]	< 5,00	$a_{lim} < 0,70$	Dispensa para modos de torção caso <i>f</i> <sub>1</sub> > 2,5 Hz.	
EN 1992-2:2005 [6.21]	$\begin{array}{l} 1,\!60-2,\!40\;(\alpha_1)\\ 2,\!50-5,\!00\;(\alpha_2) \end{array}$	$a_{lim} < 0.50 f_l^{0.5}$	Redução linear da aceleração obtida (0–70%) para $4 \le f_1 \le 5$ Hz.	
NP EN 1993-1-1:2010 [6.22]	< 5,00	$a_{lim} < 1,00$	Incluindo passadiços e outras estruturas pedonais.	
EN 1995-2:2003 [6.28]	< 5,00	$a_{lim} < 0,70$	Cálculo da aceleração em função do modo de andamento.	
SIA 161 / NBR 6118 [6.30] [6.92]	_	-	Diferença entre frequências natural e excitação ≥ 20%–25%.	
AASHTO [6.33]	< 3,00 ( $\alpha_1$ ) < 5,00 ( $\alpha_2$ )	-	Admite 1º e 2º harmónicos.	
ONT83 [6.93]	< 4,00	$a_{lim} < 0.25 f_1^{0.78}$	Controlo pela aceleração.	
CEB nº 209 [6.80]	$1,60 - 2,40 \ (\alpha_1)$ $3,50 - 4,50 \ (\alpha_2)$	-	Admite 1° e 2° harmónicos.	
RPM-95 [6.94]	_	$a_{lim} < 0.50.f_1^{0.5}$	Controlo pela aceleração.	
ISO 10137:2007 [6.71]	1,70 - 2,30	Até 30 ou 60 vezes curva base em $a_{RMS}$ <sup>(1)</sup>	Curva base, vd. Fig. E.7 do Anexo E.3.1.	
SBA 123/82 [6.95]	< 6,00	-	$f_I$ limitada inferiormente para acréscimo de massa de 3 kN/m <sup>2</sup> .	
BRO 2004 [6.96]	< 3,50	$a_{RMS} < 0.50^{(1)}$	$a_{lim} < \sqrt{2.a_{RMS}}^{(1)}$	
HIVOSS [6.48]	$1,25 - 2,30 (\alpha_1)$ $1,25 - 4,60 (\alpha_2)$	Função dos níveis de conforto:	Ponte carregada. Admite 1º e 2º harmónicos.	
SÉTRA [6.46]	$1,70 - 2,10 (\alpha_1)$ $1,00 - 1,70 (\alpha_1)$ $2,10 - 2,60 (\alpha_1)$ $2,60 - 5,00 (\alpha_2)$	$a_{lim} < 0,50 \text{ (máx.)}$ $0,50 < a_{lim} < 1,00 \text{ (méd.)}$ $1,00 < a_{lim} < 2,50 \text{ (mín.)}$	(em geral, considerar massa dos peões quando superior a 5% da massa modal do tabuleiro).	

Tabela 6.25: Compilação de critérios de segurança (frequência de risco) e de conforto humano (aceleração limite).

 $\alpha_i$  – coeficiente de Fourier do harmónico i = 1, 2.

EN 1993-2:2006 [6.23] - omisso nas indicações.

(1) RMS – do inglês, *Root Mean Square* (raiz quadrada da média dos máximos quadrados, *cf.* Anexo E.3.1)

#### a) Verificação da gama de risco (frequências)

Da globalidade das recomendações, quer normativas quer regulamentares, pode constatar-se uma grande variabilidade em torno dos limites mínimos para as frequências fundamentais de pontes pedonais, de modo a ser dispensada qualquer tipo de análise dinâmica. Se nalguns casos parece existir um excesso de "controlo" por imposição de intervalos de frequências bastante alargados, noutros parece permitirem-se dimensionamentos pouco conservadores aos ELS, tendo em conta as bandas curtas referenciadas. Tais diferenças são essencialmente motivadas pela consideração ou não da probabilidade do peão excitar a estrutura por efeito dos modos superiores das funções de carga, quando esses harmónicos detêm frequências (multiplicadas) semelhantes às frequências naturais da ponte.

Algumas normas sugerem limitar a frequência fundamental em 3 Hz, justificável pelo facto de tal valor corresponder à faixa usual da acção dos peões, tanto para caminhada como para corrida. Outras normas alargam essa gama até 5 Hz, de modo a evitar possíveis influências do 2° harmónico da carga. Esta situação pode revelar-se particularmente importante em estruturas muito esbeltas, como habitualmente são concebidas algumas pontes pedonais. Noutros casos, como no Anexo Nacional da **BS EN 1991-2:2008** [6.72], e a norma brasileira **NBR 7190** [6.97] (projecto de estruturas de madeira), a indicação de verificação para os pavimentos apresentarem uma frequência superior a 8 Hz constitui um primeiro controlo a fim de evitar quaisquer problemas de vibrações. Esta recomendação, excessivamente conservadora, tem por intuito fixar uma frequência fundamental acima do alcance do 3° harmónico, *i.e.*, três vezes superior à frequência de caminhada (1,7–2,3 Hz [6.43]). Note-se porém que, segundo o manual **SYNPEX [6.47]**, é desconhecida a ocorrência de vibrações significativas em pontes pedonais motivadas pelo 2° harmónico.

Importa ainda sublinhar que uma grande parte das indicações, sobretudo as mais antigas, são omissas nos demais parâmetros necessários a uma modelação dinâmica adequada. Além disso, não incluem, nem explícita nem implicitamente, os efeitos produzidos por grupos e fluxos contínuos de peões, mais recentemente investigados pela comunidade científica, concretamente, na última década [6.46-6.48]. Em todo caso, parece reunir-se algum consenso em torno do intervalo 0–5 Hz a evitar (não forçosamente) para a frequência fundamental na direcção vertical de uma ponte pedonal. Aliás, esta gama, adoptada nalguns códigos, foi desde cedo apontada por **Bachmann [6.66]**. Embora se trate de uma gama suficientemente extensa, de modo a ter em conta a consideração dos harmónicos superiores da frequência da passada em caminhada (sobretudo do 2º harmónico), à medida que aumenta a ordem do modo diminui a sua correspondente amplitude em força, reduzindo-se, por consequência, a sua importância na resposta final. Não obstante, sublinha-se que a influência dos harmónicos superiores ao primeiro na resposta da estrutura é também dependente dos níveis de amortecimento, sendo tanto maior quanto menor for a sua capacidade de dissipação de energia. Tendo em conta a gama de frequências expectável para a ponte compósita (4–5 Hz, função da solução final), será de interesse não dispensar um *controlo directo* das acelerações máximas geradas no tabuleiro.

## b) Critérios dos níveis de conforto (aceleração)

Relativamente à fixação dos critérios de conforto humano, as gamas indicadas para as acelerações limite parecem, de certa forma, ir de encontro às frequências de risco, na medida em que o nível de restrição parece associado à banda de risco de ressonância. Neste aspecto, as recentes recomendações (**SÉTRA** e **HIVOSS**) assumem claramente diferentes níveis de conforto por definição de diferentes graus ou classes de conforto consoante a tipologia e as densidades pedonais. Uma vez mais, é evidente a grande diversidade dos limites impostos, associados às diferentes regras estabelecidas, *vd*. Fig. 6.52.



Figura 6.52: Limites de acelerações verticais previstos em diversas normas (indicadas na legenda).

A percepção às vibrações e a avaliação de conforto é sempre de complexa análise e de interpretação subjectiva, como se pode constatar no estudo realizado na FEUP [6.75], *vd*. Fig. 6.53. A intensidade de percepção à vibração é proporcional à aceleração, quando a frequência se situa na gama 1–10 Hz, sendo dependente de diversos factores, tais como: (i) amplitude do deslocamento, da velocidade e da aceleração da vibração, (ii) tempo de exposição à vibração e (iii) frequência da vibração [6.68]. É comum enquadrar-se a percepção à vibração em níveis compreendidos desde percepção nula a intolerável, correspondentes ao intervalo de acelerações entre 0 a  $2,5 \text{ m/s}^2$ .

Sublinhe-se que uma parte dos códigos fixa limites aceitáveis em função da frequência fundamental, sem referência aparente à dependência do tipo de acção pedonal (singular ou conjunta) e sua probabilidade de ocorrência, resultando subsequentemente num controlo apertado às vibrações [6.68]. Vale a pena destacar o carácter bastante condicionante que algumas normas impõem através da fixação de acelerações na ordem de 0,7 m/s<sup>2</sup> (presumidos valores de pico) [6.14]. Porém, algumas normas traduzem o limite de aceleração em RMS, devendo multiplicar-se a aceleração em causa por um factor de  $\sqrt{2}$  de modo a convertê-la num valor de pico máximo [6.71,6.96]. Este procedimento tem em conta o comportamento geral da estrutura e não um valor de pico (pontual).

Embora menos relevante no âmbito da concepção da ponte compósita, importa referir que as normas apontam limites mais reduzidos para as acelerações horizontais, sendo generalizada a indicação para uma aceleração tolerável até 0,15 a 0,25 m/s<sup>2</sup> [6.65]. Contudo, ao contrário do que sucede para as acelerações verticais, a maior parte das normas são omissas em relação aos valores admissíveis (vibração horizontal).



Figura 6.53: Relação da aceleração de pico com os graus de conforto [6.75].

Da série de referências compiladas na Tabela 6.25 merecem destaque as indicações constantes nas normas **BS 5400-2:2006**, **ISO 10137:2007**, **BS EN 1991-2:2008**, em especial nos documentos **SÉTRA** e **HIVOSS**. As razões devem-se ao facto destes manuais incluírem modelos de carga mais diversificados e realistas face às restantes recomendações, além de considerarem diversos cenários de carga, densidades e classes de exposição à vibração, embora nalguns casos ainda sem validade científica no âmbito das pontes (*e.g.*, **ISO 10137:2007**) [6.71]. Da interpretação conjunta destas normas, em particular das últimas duas recomendações (mais completas), resultou uma base de análise e verificação dinâmica da qual se fixaram os limites de conforto humano para a ponte compósita, de acordo com os *Casos de Projecto* assumidos.

## 6.4.2.4 Determinação da aceleração máxima (valor de pico): a) – c)

A análise do comportamento dinâmico requer, em algumas situações de projecto, a determinação da máxima aceleração de pico na estrutura, de modo a ser comparada com os níveis de conforto admitidos na fase conceptual. Esta forma de procedimento, por *controlo directo*, torna-se imprescindível sempre que se verifique proximidade entre as frequências de excitação e as naturais da ponte. De seguida, são descritas sucintamente algumas metodologias de cálculo da aceleração máxima de um sistema submetido a carga harmónica, dos quais se incluem nos métodos abaixo discriminados:

- (a) Aproximação da resposta por meio de sistemas com 1-GL;
- (b) Análise estocástica espectral;
- (c) Formulação aproximada referenciada na literatura; (*inc.* método dos elementos finitos).

## a) Método do oscilador de 1-GL (análise modal com abordagem determinística)

Como reconhecido, a análise dinâmica de uma estrutura pode ser realizada recorrendo a uma formulação modal, em que a resposta final pode ser descrita por uma combinação linear de várias soluções harmónicas distintas nas frequências naturais da estrutura. As soluções baseadas na resposta de um oscilador de 1-GL têm o seu campo de aplicação limitado (estruturas correntes), implicando, por vezes, a combinação das respostas de dois ou mais sistemas de 1-GL, *vd*. Fig. 6.54 **[6.48,6.79]**. Noutros casos (simplificados) é suficiente obter a resposta do sistema equivalente com 1-GL numa determinada frequência natural da estrutura, em particular nas que se situem na banda de risco de ressonância, podendo obter-se respostas máximas em acelerações, deslocamentos, deformações e esforços.



Figura 6.54: Oscilador equivalente de 1-GL para uma frequência natural / modo de vibração da estrutura [6.48].

Admitindo uma força generalizada equivalente  $(P_n^*)$ , aplicada em ressonância – frequência do peão igual à frequência natural  $(p_n)$ , as respostas modais máximas em deslocamento  $(d_{máx})$  e aceleração  $(a_{máx})$  no sistema de 1-GL vêm dadas pelas seguintes expressões:

Deslocamento máximo

Aceleração máxima

$$d_{max} = \beta_{n,r} \cdot \left(\frac{P_n^*}{p_n^2 \cdot M_n^*}\right) = \frac{P_n^*}{2 \cdot \zeta_n \cdot K_n^*} \qquad a_{max} = \beta_{n,r} \cdot \left(\frac{P_n^*}{M_n^*}\right) = \frac{P_n^*}{2 \cdot \zeta_n \cdot M_n^*} \quad (6.51)$$

Em ambas as Eqs. (6.51),  $\beta_{n,r}$  corresponde ao factor de amplificação dinâmica (modal), que em ressonância é dado pela relação inversa do dobro do factor de amortecimento,  $\zeta_n$  (modal). Os parâmetros  $M_n^* \in K_n^*$  representam as propriedades do sistema, respectivamente, a massa e a rigidez generalizadas (modal).

Como já associado em relação às estruturas de pontes, a maior fiabilidade da aplicação deste método centra-se nos tabuleiros de secção constante em estrutura vigada, tal como se encontra reproduzido para sistemas contínuos no Anexo E.3.2. Nesse anexo podem ser consultadas as respostas modais particularizadas para o elemento de viga simplesmente apoiado de vão único (massa constante, *m*, e vão único, *L*), a par dos parâmetros modais relevantes. Note-se que nessa situação tem-se as seguintes respostas máximas a meio vão da viga:  $d_{máx} = d_{est} \cdot \beta$  e  $a_{máx} = d_{máx} \cdot p^2$  (modo de vibração associado à frequência natural, *p*), onde  $d_{est}$  representa a parcela estática do deslocamento a meio vão.

Note-se que mesmo nas estruturas de pontes mais simples, as respostas máximas obtidas desta abordagem podem apontar para resultados relativamente conservadores, uma vez não se entrar em linha de conta com factores relativos à indução humana, tais como: (i) a variação da resposta devido ao efeito pedonal provocado no tabuleiro (*i.e.*, carga estática "majorada" por um coeficiente de carga dinâmico – Fourier  $\alpha_i$ ) e (ii) o número limitado de passos necessários para percorrer a ponte por completo, por vezes insuficiente para mobilizar toda a massa do tabuleiro em movimento harmónico.

## b) Método dos espectros da resposta para fluxos (análise espectral com abordagem probabilística)

A aceleração máxima pode ser determinada mediante uma análise espectral com abordagem probabilística da excitação (estocástica), dispensando-se nesse sentido uma análise no domínio do tempo (*passoa-passo*). No âmbito do projecto **HIVOSS**, além da distribuição da probabilidade das frequências da passada, procurou-se incluir a massa dos peões, as amplitudes das forças exercidas e os tempos de chegada num fluxo contínuo de peões. Para vários casos de fluxos (densidades pedonais), sobre diversas geometrias de ponte, foram derivadas funções de densidade espectral para a resposta de vibração, recorrendo a simulações de Monte Carlo. Para o efeito, assumiram-se as seguintes hipóteses:

- Frequência média da passada do fluxo de peões coincidente com a frequência natural da ponte;
- Massa da ponte uniformemente distribuída;
- Impossibilidade de interferência entre modos de vibração (desacoplamento modal);
- Comportamento estrutural elástico linear;
- Configurações modais sinusoidais.

Considerando a interdependência de alguns parâmetros (como a velocidade da caminhada, a frequência da passada e a densidade de fluxo), a "aceleração máxima de pico" (grandeza de dimensionamento) pode ser estimada a partir do produto de um factor de pico,  $k_p$ , por um desvio padrão da aceleração,  $\sigma_a$  (via RMS) – Eq. (6.52). Na verificação de dimensionamento, esta aceleração deve ser comparada com a aceleração limite associada ao nível de conforto a verificar [6.47,6.48].

Aceleração máxima (dimensionamento)...... 
$$a_{\max,95\%} = k_{p,95\%} \cdot \sigma_a$$
 (6.52)

O factor  $k_{p,95\%}$  representado na Eq. (6.52) permite converter a aceleração RMS ( $\sigma_a$ ) no seu valor característico, correspondente ao percentil 95% da aceleração máxima –  $a_{max,95\%}$  (valor característico em ELS). A aceleração RMS ( $\sigma_a$ ) pode ser calculada aplicando a seguinte expressão empírica, *vd*. Tabela 6.26:

Aceleração RMS.....
$$\sigma_a = \sqrt{\frac{C \cdot \sigma_F^2}{m_i^{*2}} \cdot k_1 \cdot \zeta_i^{k_2}}$$
 (6.53)

Onde,

- $f_i$  frequência própria do modo *i* (igual à frequência média de passo do fluxo);
- $m_i^*$  massa modal do modo *i*;
- $\zeta_i$  coeficiente de amortecimento estrutural do modo *i*;
- $C, k_F$  constantes empíricas dependentes da densidade do fluxo (máximo do espectro);
- $k_1, k_2$  funções polinomiais obtidas através das respostas das simulações de Monte Carlo;
- $\sigma_{F^2}$  variação da excitação (forças induzidas pelos peões),  $(\sigma_{F^2} = k_F \cdot N)$ ;
- N número de peões sobre o tabuleiro  $(N = d \cdot L \cdot b)^1$ .

Os valores dos parâmetros acima mencionados, incluindo as expressões das funções  $k_1$ ,  $k_2$  e os valores das constantes  $a_1$ ,  $a_2$ ,  $a_3$ ,  $b_1$ ,  $b_2$ ,  $b_3$ , necessários para o cálculo da aceleração máxima, encontram-se indicados nas Tabelas 6.26 para acelerações verticais.

Tabela 6.26: Constantes para cálculo da aceleração máxima vertical por análise espectral da resposta [6.47].

<b>d</b> [P/m <sup>2</sup> ]	$\mathbf{K}_{\mathbf{F}}  [\mathrm{kN}^2]$	С	<b>a</b> <sub>1</sub>	<b>a</b> <sub>2</sub>	<b>a</b> <sub>3</sub>	b <sub>1</sub>	<b>b</b> <sub>2</sub>	b <sub>3</sub>	k <sub>p,95%</sub>
≤0,5	1,20×10 <sup>-2</sup>	2,95	-0,07	0,60	0,075	0,003	-0,040	-1,000	3,92
1,0	7,00×10 <sup>-3</sup>	3,70	-0,07	0,56	0,084	0,004	-0,045	-1,000	3,80
1,5	3,34×10 <sup>-3</sup>	5,10	-0,08	0,50	0,085	0,005	-0,060	-1,005	3,74

 $k_1 = a_1 \cdot f_i^2 + a_2 \cdot f_i + a_3; \ k_2 = b_1 \cdot f_i^2 + b_2 \cdot f_i + b_3$ 

Faz-se notar que o modelo de carga espectral é somente aplicável para estruturas de pontes simplesmente apoiadas – elementos de viga de tramo único, para modos em que a resposta no 1º harmónico é a mais importante e em situação de ressonância (frequência média do fluxo coincidente com a frequência natural da estrutura). As acções estocásticas foram definidas considerando pontes com vãos na ordem de 20 m a 200 m e largura entre 3 m e 5 m, carregados para as densidades de fluxo descritas na Tabela 6.26. Para cada tipo de ponte e densidade, foram simulados 5.000 fluxos de peões distintos [6.47,6.48].

O manual **HIVOSS** fornece igualmente constantes para as acelerações horizontais transversais (laterais), derivadas da mesma forma por simulações numéricas de Monte Carlo, *passo-a-passo* no domínio do tempo, para os mesmos tipos de fluxos e casos de pontes acima mencionados. Para além disso, indica ainda uma formulação que permite estimar simplificadamente a massa modal, necessária para garantir um determinado nível de conforto requerido para um dado tráfego de peões.

 $<sup>^{1}</sup>$  *d* – densidade do fluxo de peões;

L – vão da ponte;

*b* – largura útil do tabuleiro.

## c) Métodos aproximados referenciados na literatura e normas

Tendo em vista uma avaliação expedita da resposta máxima provocada pela passagem de um peão (ou mais peões) sobre uma ponte pedonal, têm sido propostos diversos métodos na literatura, *vd*. Tabela 6.27. De uma maneira geral, estes têm por base a aproximação da resposta por via do método do oscilador 1-GL (em ressonância), fornecendo directamente o valor da aceleração máxima, dado ser este o factor habitual de comparação com os limites recomendados. Porém, é possível também determinar simplificadamente a resposta em termos de velocidades e deslocamentos, bastando para tal dividir a aceleração por *p* ou  $p^2$  ( $p = 2\pi \cdot f$ ) para obter os valores máximos da velocidade e do deslocamento, respectivamente.

Tabela 6.27: Métodos	aproximados de	e cálculo da acelera	ção máxima	vertical r	eferenciados n	a literatura.
			5			

Autor – Norma / <i>Ref</i> .	Aceleração máxima [m/s <sup>2</sup> ]	Observações
ONT83 [6.93] Blanchard <i>et al.</i> [6.98] BS 5400-2:2006 [6.31]	$a_{max} = 4\pi^2 \cdot f^2 \cdot d_{est} \cdot k \cdot \psi$	1 peão (700 N) e apenas 1º harmónico. k – coeficiente geométrico, vd. Tabela 6.28. $\psi$ – factor de amplificação, vd. Fig. 6.55 (a).
<b>Rainer</b> <i>et al.</i> [6.99]	$a_{max} = 4\pi^2 \cdot f^2 \cdot d_{est} \cdot \alpha_i \cdot \phi$	1 peão (700 N) e qualquer harmónico. $\alpha_i$ – coeficiente de Fourier, <i>vd</i> . Tabela 6.20. $\phi$ – factor de amplificação, <i>vd</i> . Fig. 6.55 (b).
Grundmann et al. [6.43]	$a_{max} = 0.6 \cdot \frac{0.4 \cdot G}{M^*} \cdot \frac{\pi}{\delta} \cdot \left(1 - e^{-n \cdot \delta}\right)$	<ol> <li>1 peão (arbitrar peso do peão, <i>G</i>).</li> <li>0,4 – coeficiente de Fourier do 1º harmónico.</li> <li>0,6 – variação da amplitude do modo de vibração.</li> <li><i>n</i> – tempo real da duração da acção humana.</li> </ol>
<b>Pimentel</b> <i>et al.</i> [6.100]	$a_{max} = 4\pi^2 \cdot f^2 \cdot d_{est} \cdot \alpha_i \cdot \phi \cdot k_a$	l peão (700 N) e qualquer harmónico. $\alpha_i$ – coeficiente de Fourier, <i>vd</i> . Tabela 6.20. $\phi$ – factor de amplificação, <i>vd</i> . Fig. 6.55 (b). $K_a$ – factor geométrico, <i>vd</i> . Tabela 6.29.
EN 1995-2:2003 [6.28]	$a_{m \dot{a} x, 1} = 200/M \cdot \xi \qquad f \le 2,5 \text{ Hz}$ $a_{m \dot{a} x, 1} = 100/M \cdot \xi \qquad 2,5 \le f \le 5,0 \text{ Hz}$ $a_{m \dot{a} x, 1} = 600/M \cdot \xi \qquad 2,5 \le f \le 3,5 \text{ Hz}$ $a_{m \dot{a} x, n} = 0,23 \cdot a_{m \dot{a} x, 1} \cdot N \cdot k_{ver}$	<ol> <li>peão em caminhada.</li> <li>peão em caminhada.</li> <li>peão em corrida.</li> <li>Grupo de peões, N – número de peões.</li> <li>N = 13 (grupo isolado); N = 0,6.S (fluxo contínuo).</li> <li>K<sub>ver</sub> – factor de redução, vd. Fig. 6.55 (c).</li> </ol>
NA BS EN 1991-2:2008 [6.72]	$a_{max} = \left(\frac{F'}{M^*} \cdot \gamma_{max}^2\right) \cdot k \cdot \Psi$ para, $F' = \alpha_1 \cdot G \cdot k(f) \cdot N_{eq}$	1 a 3 peões (700 N) e $\alpha_I = 0,4$ (andar) $-1,3$ (corrida). F' – força máxima, <i>vd</i> . Tabela 6.21 e Fig. 6.49. $\gamma_{máx}$ – componente vertical máx. (modo em análise). k – coeficiente geométrico, <i>vd</i> . Tabela 6.28. $\Psi$ – factor dinâmico, <i>vd</i> . Fig. 6.55 (d).

f – frequência própria da estrutura (modo em análise).

M – massa total da estrutura e  $M^*$  – massa modal da estrutura (modo em análise).

 $\delta$ - decremento logarítmico (2. $\pi$ . $\zeta$ ) e  $\xi$ - coeficiente de amortecimento (modo em análise).

 $d_{est}$  – deslocamento estático para a acção de um peão no ponto de maior deformação da estrutura.

Tabela 6.28: Coeficiente geométrico k [6.50].

*Tabela 6.29*: Coeficiente geométrico k<sub>a</sub> [6.50].





*Figura 6.55*: Factores dinâmicos de resposta: (a)  $\psi$ [**6.31**], (b)  $\phi$ [**6.99**], (c)  $k_{ver}$ [**6.28**] e (d)  $\Psi$ [**6.72**].

Os métodos compilados na Tabela 6.27 apenas são aplicáveis em estruturas de pontes essencialmente submetidas a esforços de flexão – *modelos de viga*, com uma frequência de vibração predominante de flexão vertical. Vale a pena sublinhar os seguintes aspectos quanto às aproximações distintas assumidas entre eles:

- O método de Blanchard *et al.* [6.98], adoptado nas normas BS 5400-2:2006 e ONT83, constitui a abordagem mais próxima da formulação simplificada do oscilador de 1-GL, sendo aplicável no máximo para três vãos de geometria simétrica e secção constante. O factor de amplificação ψ tem em conta o movimento do peão ao longo da ponte e o efeito do número limitado de passos.

- O método proposto por Grundmann *et al.* [6.43] apenas é aplicável para pontes simplesmente apoiadas de tramo único. Considera apenas a resposta induzida pelo 1º harmónico (α<sub>i</sub> = 0,4), apesar de incluir a variação da amplitude do modo de vibração (0,6), conforme movimento do peão na ponte, e tempo real da duração da acção humana, *n* (resposta estacionária não ser atingida).
- **Pimentel** *et al.* **[6.100]** reformularam o método de **Rainer** *et al.* **[6.99]**, mediante a introdução do factor geométrico *k<sub>a</sub>*, generalizando a sua aplicação para pontes com dois vãos distintos.
- O método normativo BS EN 1991-2:2008 é função dos modelos de carga descritos anteriormente na Tabela 6.21 para um peão, grupos e fluxos de pões.
- A EN 1995-2:2003 indica expressões herméticas de cálculo da aceleração máxima devido à passagem de um peão ou grupo de peões em pontes de tipologia estrutural simples.

## 6.4.3 VERIFICAÇÃO DO NÍVEL DE CONFORTO DA PONTE PEDONAL NA FASE DE PROJECTO

A última subsecção do presente estudo dinâmico pretendeu caracterizar os efeitos do tráfego esperado na *ponte pedonal compósita* e as suas condições de garantia em relação aos níveis de conforto adequados aos utilizadores. Nesse sentido, procurou-se seguir a metodologia de verificação de projecto caracterizada anteriormente, de uma forma transversal, de acordo com as diversas orientações normativas e recomendações técnicas compiladas. Foi efectuada uma análise dinâmica de uma solução estrutural dimensionada em termos estáticos, com vigamento em perfis HEB 260 (Solução A), e de uma segunda solução, necessária para garantir um melhor desempenho do comportamento à vibração, com perfis HEB 280 (Solução B) – mais conservativa em relação à segurança aos ELS (deformabilidade) e ELU.

#### 6.4.3.1 Caracterização das propriedades dinâmicas

Em primeiro lugar, as propriedades modais de ambas as soluções da ponte – A e B foram identificadas recorrendo aos respectivos modelos numéricos desenvolvidos anteriormente no *§6.2.4.2*, tendo em conta as suas respectivas características de massa e rigidez modeladas, *vd*. Tabela 6.30.

Solução A – HEB 260				Solução	So	Solução B – HEB 280		
Participação de massa [%]		Freq. [Hz]	Número de modos	Freq. [Hz]	Participação de massa [%]			
$u_z \mid \Sigma u_z$	$\mathbf{u}_{\mathrm{y}} \mid \mathbf{\Sigma} \mathbf{u}_{\mathrm{y}}$	$u_x \mid \Sigma u_x$	<b>f</b> <sub>n</sub>	Deformada modal	<b>f</b> <sub>n</sub>	$u_x \mid \Sigma u_x$	$u_y \mid \Sigma u_y$	$u_z \mid \Sigma u_z$
78–78%	0–0%	0–0%	4,13	1 – flexão vertical	4,50	0–0%	0–0%	78–78%
0–78%	2-2%	0–1%	4,55	2 – torção	4,91	0–0%	0–1%	0–78%
0–78%	48-50%	0–1%	10,22	3 – flexão lateral	10,15	0–0%	48–51%	0–78%
0–78%	45–45%	12–12%	10,47	4 – local da guarda	10,41	11-12%	0–51%	0–78%

Tabela 6.30: Propriedades modais dos modelos numéricos do tabuleiro da ponte - Soluções A e B.

A Figura 6.56 mostra as configurações deformadas dos quatro primeiros modos de vibração, associadas aos valores das frequências próprias correspondentes, para a solução B – HEB 280. O comportamento dos modelos das duas soluções é em tudo similar, sendo a resposta dominada pelo primeiro modo, visto ser mais elevado o factor de participação de massa (78%), conforme indicado na Tabela 6.30.



*Figura 6.56*: Configurações deformadas para os quatro primeiros modos de vibração do tabuleiro – Solução B. (Nota: por facilidade de visualização o guarda-corpos do tabuleiro foi parcialmente ocultado).

A transição da Solução A para a B representa um aumento da frequência fundamental de 0,43 Hz, o que à luz de algumas recomendações significa um menor risco de ressonância associado aos modos excitados pelos 1° e 2° harmónicos. De facto, a frequência obtida para a Solução B ( $f_1$  = 4,50 Hz) aproxima-se mais do limite de 5,0 Hz imposto por diversas normas no *controlo directo* para verificação aos ELS de vibração, de modo a evitar a gama crítica. Como ambas as soluções conduzem a modos semelhantes, de seguida caracteriza-se genericamente cada um dos quatro primeiros modos de vibração da ponte:

- 1º Modo de vibração oscilação pura em flexão vertical, sem evidência de torção, justificado pelo elevado factor de participação de massa para o deslocamento vertical.
- 2º Modo de vibração comportamento em torção acentuada, para uma frequência natural relativamente próxima da fundamental (diferença de aproximadamente 0,4 Hz).
- **3º Modo de vibração** oscilação em flexão lateral, para uma frequência natural bastante superior à correspondente aos modos anteriores.
- 4º Modo de vibração vibração lateral exclusiva à guarda.
Na Tabela 6.31 comparam-se os valores das frequências fundamentais obtidas analiticamente por aproximação a um sistema de 1-GL (*cf*. Tabela 6.23) e através dos modelos numéricos, com particular interesse para a influência da consideração do guarda-corpos acoplado ao tabuleiro.

Solução estrutural	Frequência	analítica <sup>(1)</sup>	Frequência numérica		
Solução esti utur ar	sem guarda com guarda		sem guarda	com guarda	
Solução A – HEB 260	4,39	4,08	4,47	4,13	
Solução B – HEB 280	4,79	4,48	4,86	4,50	

Tabela 6.31: Frequências fundamentais analíticas e numéricas para as soluções A e B (sem e com guarda).

<sup>(1)</sup> Admitindo sistema contínuo e rigidez de flexão equivalente para interacção de corte parcial  $(E.I)_{eq,p}$ ,

vd .Tabela 6.11 (sem - com massa incluída dos guarda-corpos).

Pode perceber-se que a simplicidade estrutural da ponte se traduz pela boa aproximação entre as frequências analíticas e numéricas, sendo de registar variações desprezáveis. Igualmente relevante é a influência da guarda no comportamento modal das soluções estruturais para o tabuleiro. Destaca-se a redução significativa das frequências fundamentais, em virtude da contribuição da massa da estrutura da guarda ser muito superior à da sua rigidez no comportamento global do tabuleiro (cerca de 17% face a 1%). Esta condição associa-se à própria natureza estrutural da guarda ligada a um tabuleiro de reduzida massa, ao contrário da habitual tendência para uma rigidificação do sistema aquando da integração deste tipo de elementos secundários. Para além da guarda poder representar uma situação mais condicionante nos seus efeitos dinâmicos, importa sublinhar o efeito na variação da frequência induzida pela massa dos peões, sobretudo nas situações de tráfego denso. Independentemente do modo de quantificação desse efeito, faz-se notar a redução expectável das frequências por comparação às da ponte em vazio (quantificado no §6.4.3.4 para a ponte pedonal).

Em relação ao amortecimento estrutural da ponte, optou-se por fixar um coeficiente médio de 0,5%, por este representar um valor suficientemente conservativo entre os apontados na literatura no âmbito das estruturas compósitas com materiais FRP e os reconhecidos nos sistemas em aço e mistos (aço – betão), *vd*. Tabela 6.32. No entanto, foram ainda admitidas gamas inferiores e superiores àquele valor na análise do comportamento do tabuleiro quando sujeito a densidades elevadas (fluxos pedonais).

Tabela 6.32: Factores de amortecimento,  $\xi$ , identificados em elementos e estruturas compósitas e híbridas.

<b>Mista</b> [aço – betão]	Estudo actual [painel de laje individual]	Barker <i>et al.</i> [proposta BS 1991-2:2008]	Bai e Keller [ponte pedonal Pontresina]	<b>Gonilha</b> <i>et al.</i> [protótipo de ponte híbrida]	Votsis et al. [ponte pedonal <i>Wilcott</i> ]	<b>Stratford</b> [ponte pedonal <i>Aberfeldy</i> ]
0,3% - 0,6%	0,4% - 0,5%	0,6% - 1,2%	1,3%	1,3% - 0,7%	1,5%	0,8% - 1,0%

Consultar referências correspondentes na alínea b) do §6.4.2.2.

Como anteriormente constatado, este factor tem quase sempre associada uma grande dificuldade de avaliação em fase de projecto. Na maior parte dos casos, só é possível de validá-lo com rigor por meio de uma identificação experimental, pós-construção, incluindo a camada de desgaste e os guarda-corpos.

# 6.4.3.2 Definição dos Casos de Projecto

Antes de serem definidos os *Casos de Projecto* para a ponte em estudo, importa resumir as principais propriedades dinâmicas do tabuleiro para as duas soluções estruturais (A e B), associadas às respectivas características de massa e rigidez inerentes, conforme descrito na Tabela 6.33.

Propriedades do tabuleiro		Solução A – HEB 26	0 Solução B – HEB 280			
Massa	total, M	4.373 kg	4.608 kg			
(vão)	distribuída, <i>m</i>	321 kg/m	341 kg/m			
Rigidez no plano vertical, $E.I_{eq,p}$ <sup>(1)</sup>		67.963 kN.m <sup>2</sup>	86.865 kN.m <sup>2</sup>			
Frequênc	ia fundamental, $f_1$	4,13 Hz	4,50 Hz			
Amorteci	mento estrutural, ξ	0,5% (valor de base)				
(1) Rigidez	da viga mista com interacção	de corte parcial.	NOTA: valores numéricos das			
Comprimer	nto total da ponte: $L = 13,61$ m	n.	frequências da ponte em vazio e			
Largura bru	uta / útil do tabuleiro: $B = 2,50$	m / b = 2,15 m.	com guarda-corpos integrado.			
Superfície útil do tabuleiro: $S = 28.60 \text{ m}^2$ .						

Tabela 6.33: Propriedades do tabuleiro completo da ponte pedonal nas soluções estruturais A e B.

Tendo em conta as características da ponte compósita no meio urbano envolvente e as situações de projecto recomendadas nos manuais **SÉTRA** e **HIVOSS**, foram estabelecidos dois *Casos de Projecto* associados à utilização real esperada da mesma: (i) *Caso 1* – uso corrente; e (ii) *Caso 2* – uso não corrente e excepcional. Estas situações encontram-se discriminadas na Tabela 6.34, em função dos parâmetros de tráfego pedonal expectáveis (densidade pedonal, *d*, e número de indivíduos, *N*), conjuntamente com os requisitos de conforto assumidos (limites da aceleração máxima,  $a_{lim}$ ).

A utilização da ponte segundo condições representativas das situações que poderão ocorrer na realidade foi tida em consideração junto do Dono de Obra, com efeito no comportamento exigido do tabuleiro naqueles dois casos, em particular no *Caso 2*, ao qual foi dada uma atenção especial. Embora seja pouco provável a afluência de fluxos na ponte com densidades próximas de 1,0 P/m<sup>2</sup> (*e.g.*, acto inaugural), procurou-se definir exigências mais gravosas de modo a incluir situações excepcionais de acumulação excessiva de pessoas: 1,0–2,0 P/m<sup>2</sup>. Tal deve-se à proximidade da ponte ao parque da Feira de S. Mateus. Faz-se notar que no período festivo (*ca.* 1 mês), a ponte constitui um acesso ao referido parque, não sendo de descurar o seu atravessamento por fluxos bastante densos, sobretudo durante os períodos nocturnos decorrentes de eventos musicais. A análise dinâmica inclui estas exigências acrescidas, sob pena de incumprimento dos requisitos mínimos de conforto humano ou de adopção de medidas de controlo no acesso à ponte nas situações referidas.

Situações de projecto			Caso 2				
Tipo de ponte pedonal	Urbana, o com r	Urbana, de uso corrente, localizada em trajecto de zona com reduzido índice de densidade populacional.					
Cenário de tráfego	Tráfego norma circulação desim possibilidade num grupo rest	l, reduzido, com npedida, mas com de sincronismo trito de pessoas.	Tráfego esparso a denso, por fluxo de pessoas, com circulação parcial- mente restringida. Hipótese de fluxo excepcionalmente intenso.				
Número de pessoas, N [P]	1P	3P	15P – 30P				
<b>Densidade pedonal</b> , <i>d</i> [P/m <sup>2</sup> ]	≈ 0	0,1 P/m <sup>2</sup>	$0.5 - 1.0 \text{ P/m}^2$ (1.0 - 2.0 P/m <sup>2</sup> , exceptional)				
<b>Limite de conforto</b> , <i>a<sub>lim</sub></i> [m/s <sup>2</sup> ]	conforto máximo ≤ 0,5 m/s <sup>2</sup>	conforto médio ≤ 1,0 m/s <sup>2</sup>	conforto mínimo ≤ 2,0 m/s <sup>2</sup> (2,5 m/s <sup>2</sup> , excepcional)				

Tabela 6.34: Caracterização das situações de projecto – Caso de Projecto 1 e Caso de Projecto 2.

Peso estático de um peão: G = 700 N.

Conforme especificações dos Eurocódigos, a verificação do estado limite de vibração (ELS), para ambos os *Casos de Projecto*, foi realizada com valores de cálculo não majorados (combinação característica), comparando as acelerações de dimensionamento ( $E_d$ ), obtidas por aplicação dos modelos de carga considerados, com a aceleração limite de conforto fixada ( $R_d$ ). As metodologias de avaliação do conforto nos 2 *Casos de Projecto* foram calibradas para os valores de pico da aceleração, o que correspondeu a considerar como inaceitável qualquer infracção do critério de conforto. As acções do tipo acidental (*e.g.*, acções de vandalismo, marchas de grupos), habitualmente admitidas em ELU, não foram consideradas nos *Casos de Projecto* definidos.

Como inicialmente referido, as acções móveis por indução humana apresentam sempre 3 componentes: vertical, longitudinal e transversal (lateral). Porém, nas modelações analíticas e numéricas processadas foi somente considerada a componente vertical das cargas sobre o tabuleiro, associada à força gravítica de cada peão admitido (peso estático assumido de 700 N). Dada as características do tabuleiro, com vibrações predominantemente verticais, foram desprezadas as componentes longitudinal e transversal das cargas, bem como a susceptibilidade aos efeitos de sincronização lateral (*Lock-in*). Apesar da reduzida ordem de grandeza das parcelas no plano do tabuleiro, não consideradas no estudo, a resposta lateral por indução vertical foi verificada no *Caso de Projecto 1*.

#### 6.4.3.3 Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – *Caso 1*: a) – b)

As funções de carga relativas às acções previstas no *Caso de Projecto 1* – peão individual e grupo restrito de 3 peões, devem ser assumidas como forças móveis pontuais. Na qualidade do método mais preciso, recorreu-se em primeiro lugar à simulação numérica dos efeitos dinâmicos da ponte por modelos de elementos finitos. No fim, complementou-se a avaliação dinâmica com base em modelos simplificados da literatura de referência e normativa (aproximação a sistema de 1-GL).

#### a) Verificação numérica com base em funções de carga para peão individual

A generalidade dos *softwares* comerciais de cálculo automático não permite a modelação de forças pontuais em movimento (somente nodais), o que constitui uma dificuldade para a implantação e análise deste tipo de cargas dinâmicas. De modo a ultrapassar a limitação referida, foi desenvolvida uma simulação alternativa para o movimento das acções humanas sobre o tabuleiro, recorrendo aos modelos numéricos inicialmente desenvolvidos para a ponte (SAP2000<sup>®</sup> [6.41]). Para tal, simulou-se a aplicação e o deslocamento das cargas humanas através de barras contínuas modeladas longitudinalmente no tabuleiro, com massa e rigidez desprezáveis de modo a não influenciar a rigidez do sistema estrutural. As barras foram discretizadas em nós afastados por uma distância correspondente ao comprimento da passada do peão, associado a cada um dos 5 tipos de andamentos considerados na análise: (i) *andar lento*, (ii) *andar normal*, (iii) *andar rápido*, (iv) *jogging* e (v) *corrida*. Estes andamentos corresponderam às funções de *carga* – *tempo* definidas por **Bachmann [6.66]**, cujas características de frequência ( $f_p = 1,7$  a 3,2 Hz), velocidade (v = 1,1 a 3,2 m/s) e comprimento da passada ( $l_p = 0,60$  a 1,75 m) podem ser consultadas na Tabela 6.18.

De acordo com a tipologia de tráfego admitida no *Caso de Projecto* em estudo, foi simulada quer a acção de 1 peão individual, quer a acção de um grupo de 3 peões em simultâneo. De modo a ter em conta efeitos induzidos mais condicionantes, optou-se por subdividir a análise sob aquelas duas acções nos seguintes 4 cenários, em função da posição da circulação (1 peão) e do efeito de sincronismo (grupo de 3 peões):

- i) 1P.vão 1 peão ao centro do tabuleiro;
- ii) 1P.con 1 peão na consola do tabuleiro;
- iii) 3P.des 3 peões dessincronizados (simétricos ao centro do tabuleiro);
- iv) 3P.sin 3 peões sincronizados (simétricos ao centro do tabuleiro).

Na Figura 6.57 mostra-se a disposição das barras "fictícias" modeladas sobre o tabuleiro (Solução A), tendo em consideração os 4 cenários anteriores. Cada faixa de par de barras correspondeu ao trajecto de um peão individualmente (uma barra por pé), tendo-se adoptado uma distância entre barras em conformidade com a discretização da malha desenvolvida para o tabuleiro, igual para ambas as soluções: central de 155 mm e consola de 148 mm. Estas distâncias procuraram representar um afastamento normal entre pés.

As cargas pontuais foram aplicadas individual e alternadamente entre as duas faixas, associadas à deslocação de 1 só peão, sendo as suas posições e momentos de chegada função do tipo de andamento. Foram aplicadas tantas cargas quanto o número de passos necessários para atravessar a ponte por completo, *i.e.*, considerando a relação entre os comprimentos da ponte e das passadas dos movimentos simulados. Considerou-se o primeiro passo, bem como o respectivo tempo de entrada, igual em todos os movimentos (1 segundo para o instante ocorrido durante o contacto entre o pé e o pavimento). No caso de 3 peões dessincronizados, consideraram-se tempos de entrada dos peões com uma diferença de 5 segundos entre eles.



*Figura 6.57*: Localização, em planta e em corte, das barras fictícias e dos pontos de registo das acelerações (a.1 e a.2) no modelo numérico da Solução A<sup>1</sup> (dimensões em *mm*).

As forças aplicadas com as correspondentes funções *carga – tempo* foram modeladas numa análise no tempo (*time history analysis*), num intervalo de tempo entre si igual ao período da passada do andamento em causa. Nesse sentido, houve necessidade de estabelecer tantos casos de carga quantas as acções dos peões, individuais e em grupo, aplicadas no centro e na consola da ponte. Para a simulação da circulação em simultâneo do grupo de 3 pões, definiu-se um caso de carga único para cada nível de sincronismo e andamento de cada um dos peões. A aplicação das cargas para os 5 modos de andamento foi processada separadamente, correspondendo a casos de carga individuais, uma vez serem distintos os pontos de aplicação das cargas, o comprimento da passada e a função de carga correspondente. A introdução dos dados relativos a cada cenário pedonal e tipo de andamento foi implementado em folhas de Excel, posteriormente importadas para o programa de cálculo automático.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> A disposição das barras fictícias, pontos de registo e modelação das cargas foram idênticos no modelo numérico da Solução B.

Para cada tipo de andamento e cenário de tráfego sob carga vertical, foram avaliadas as acelerações verticais e laterais em 2 pontos superiores do tabuleiro: (i) zona central do tabuleiro a meio vão – a.1 e (ii) zona de consola no alinhamento transversal do primeiro – a.2, tal como se mostra na Figura 6.57. Os 2 pontos seleccionados corresponderam a nós da malha discretizada para o tabuleiro. Para todas as situações de carga simuladas, foram obtidas as respectivas envolventes da aceleração (vertical e lateral), compreendendo os valores máximos e mínimos verificados em cada ponto observado do tabuleiro (a.1 e a.2). A título de exemplo, nas Figuras 6.58 (a) e (b) são apresentados os acelerogramas obtidos no centro e na consola do tabuleiro, respectivamente, resultantes da passagem de 1 peão na zona central da ponte em andamento normal – 1P.vão. Os valores máximos do par de acelerações (centro e consola), registados em todas as situações para a Solução A, podem ser consultados no Anexo E.3.3, separadamente para cada uma das direcções: lateral – Tabela E.6 e vertical – Tabela E.7.



Figura 6.58: Acelerações verticais no modo andar normal para o cenário 1P.vão: (a) centro, a.1 e (b) consola, a.2.

As Figuras 6.59 e 6.60 representam as acelerações máximas registadas na direcção lateral, respectivamente, a meio vão (a.1) e na consola (a.2) do tabuleiro na Solução A. Como expectável, os valores de pico verificam largamente o limite generalizável ( $a_{lim} \le 0,4 \text{ m/s}^2$ ). A indução praticamente insignificante nesta direcção deve-se ao facto das cargas inseridas nos modelos corresponderem apenas à componente gravítica.



Figura 6.59: Acelerações laterais a meio vão do tabuleiro (a.1).

As acelerações nos 2 cenários de carga individual (1P.vão e 1P.con) são bastante próximas em quase todos os tipos de andamento. De um modo geral, as acelerações mais elevadas correspondem ao atravessamento de 3 indivíduos, associando-se por norma ao modo sincronizado (3P.sin) registos bastante superiores face aos do modo dessincronizado (3P.des).



Figura 6.60: Acelerações laterais na consola do tabuleiro (a.2).

Nos diagramas das Figuras 6.61 e 6.62 mostra-se as respostas relativas à direcção vertical, respectivamente, a meio vão (a.1) e na consola (a.2) do tabuleiro na Solução A, para os 4 cenários de carga analisados.



*Figura 6.61*: Acelerações verticais a meio vão do tabuleiro (a.1).



Figura 6.62: Acelerações verticais na consola do tabuleiro (a.2).

Para facilitar a verificação dos níveis de conforto, sobrepuseram-se nos diagramas anteriores os limites estabelecidos para o *caso de projecto* em estudo:  $a_{lim} \le 0.5 \text{ m/s}^2$  – conforto máximo (1P) e  $a_{lim} \le 1.0 \text{ m/s}^2$  – conforto médio (3P), *cf*. Tabela 6.34. Pela análise conjunta das Figuras 6.61 e 6.62 e da Tabela E.7 do Anexo E.3.3, verifica-se que os movimentos extremos (*andar lento* e *corrida*) são os que induzem acelerações mais elevadas, independentemente do cenário de carga. Pode constatar-se que os valores registados na consola (a.2), embora da mesma ordem grandeza, são quase sempre superiores aos medidos no centro (a.1) do tabuleiro, justificado pelo facto da acção dos peões excitar os modos de torção da estrutura.

Para o primeiro cenário de carga – 1P.vão, as medições mais elevadas referem-se aos modos de *andar lento* e de *corrida* (0,7–0,8 m/s<sup>2</sup>), quer ao centro quer na consola do tabuleiro, correspondendo a valores que ultrapassam o limite de conforto máximo. No segundo cenário de carga – 1P.con, é possível verificar uma tendência semelhante ao registo anterior. Porém, as acelerações ao nível da consola são significativamente superiores, ultrapassando em praticamente todos os tipos de movimento o limite de conforto máximo, inclusive o de conforto médio nos modos extremos: 1,2 m/s<sup>2</sup> no *andar lento* e 2,4 m/s<sup>2</sup> na *corrida*.

Em relação ao terceiro cenário de carga – 3P.des, constata-se que o *andar rápido* é a forma de movimento que provoca maiores acelerações verticais, atingindo valores de pico acima dos limites de conforto, sendo mais expressivas as acelerações quando registadas na consola: 1,8 m/s<sup>2</sup> no *andar rápido* e 1,2 m/s<sup>2</sup> no *jogging*. Por último, o quarto cenário de carga – 3P.sin constitui, em termos gerais, a situação mais condicionante quanto ao incumprimento dos requisitos de conforto humano definidos para o *Caso de Projecto 1*. Em todos os tipos de movimento, pelo menos um dos limites é ultrapassado ( $a_{máx} > 0,5 \text{ m/s}^2$ ou  $a_{máx} > 1,0 \text{ m/s}^2$ ), sendo de destacar os seguintes valores máximos obtidos: 2,3 m/s<sup>2</sup> – 2,4 m/s<sup>2</sup> no *andar lento* e 1,9 m/s<sup>2</sup> – 2,0 m/s<sup>2</sup> na *corrida*, sobre os pontos a.1 – a.2, respectivamente. Esta constatação mostra a influência do fenómeno da sincronização entre peões na resposta dinâmica do tabuleiro, também por comparação com as menores vibrações produzidas por um igual número de peões (3P) mas em andamento dessincronizado (à excepção dos registos na consola nos modos *andar rápido* e *jogging*).

Tendo em conta a frequência em vazio do tabuleiro na Solução A (4,13 Hz), por um lado, será razoável admitir uma resposta do tabuleiro influenciada pela amplitude do 2º harmónico da passada no modo de *andar lento*, ainda mais agravada pelo efeito de sincronismo entre 3 peões. Atendendo à massa do grupo de 3 peões, a frequência fundamental da ponte pode ser enquadrada numa gama correspondente às acções dos 2º harmónicos dos modos *andar lento* e *andar normal* (3,4–4,0 Hz). Por outro lado, será admissível uma maior excitação da ponte pedonal por efeito do 1º harmónico do movimento em *corrida*, cuja frequência da passada é superior a 3,0 Hz.

Tendo em conta as superações significativas dos níveis de conforto registadas na Solução A do tabuleiro, sobretudo do limite "médio", procedeu-se à verificação das acelerações induzidas sobre o tabuleiro na

sua Solução B, apenas nos cenários de carga e tipos de movimento mais desfavoráveis no tabuleiro mais esbelto (A). Na Tabela 6.35 são comparadas as acelerações verticais registadas nas duas soluções, para um conjunto de 7 casos de carga seleccionados (combinação de carga e modo de andamento). Nas Figuras E.9 a E.14 do Anexo E.3.3 podem ser consultados os acelerogramas obtidos no centro (a.1) e na consola (a.2) do tabuleiro na Solução B, naquelas configurações de carga mais desfavoráveis à ponte pedonal.

*Tabela 6.35*: Comparativo entre as acelerações verticais registadas no centro (a.1) e na consola (a.2) do tabuleiro para a Solução A e a Solução B, nos cenários de carga mais condicionantes (1P.vão, 1P.con, 3P.des e 3P.sin).

Cenário	Cenário de carga		1P.con		3P.	3P.des		3P.sin	
Tipo de movimento		lento	lento	corrida	rápido	jogging	lento	corrida	
Centro	Solução A	0,78	0,78	0,63	0,80	0,58	2,33	1,88	
( <b>a.1</b> )	Solução B	0,16	0,16	0,19	_ (1)	0,56	0,48	0,57	
Consola	Solução A	0,80	1,20	2,38	1,82	1,21	2,39	1,99	
(a.2)	Solução B	0,18	0,29	0,31	_ (1)	0,67	0,50	0,60	

<sup>(1)</sup> – registo não conclusivo.

Face aos registos obtidos na primeira solução (A), pode concluir-se que o tabuleiro na Solução B representa uma estrutura muito menos susceptível às acções pedonais, devidas ao andamento quer de 1 peão quer de um grupo de 3 peões. A redução das acelerações de pico foi significativa em todas as situações, cumprindo-se praticamente os níveis de conforto definidos para o *Caso de Projecto 1*. A excepção foi verificada em 4 casos – 3P.des / 3P.sin, embora com valores de pico muito próximos do conforto máximo ( $a_{lim} \le 0.5 \text{ m/s}^2$ ).

Não obstante, importa referir que os valores máximos das acelerações registadas são de importância relativa tanto ao nível do comportamento em serviço, como do conforto dos utilizadores da ponte pedonal. Esses registos correspondem a valores de pico isolados, pelo que podem não ser directamente interpretados ou relacionados com limites de conforto, normalmente associados a níveis médios ou quadráticos (RMS) da aceleração induzida. Para além disso, os registos nos casos de carga sincronizados devem ser analisados com alguma reserva, uma vez que na modelação foi possível fazer coincidir os tempos de entrada e frequências de passada dos peões, enquanto na realidade é muito pouco provável que tal aconteça. Por fim, faz-se notar que as acelerações, por norma mais excessivas, medidas na consola representaram a situação mais condicionante de registo, perante uma percepção "difícil" dos utilizadores naquele alinhamento da ponte, visto sair fora da largura útil da ponte (*i.e.*, barra fictícia posicionada sob o guardacorpos, para o lado exterior do tabuleiro em relação a um eixo vertical que intersecta no topo o corrimão)<sup>1</sup>.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> O aumento do guarda-corpos em obra (10 cm em altura) traduz-se num posicionamento dos utentes mais afastado da consola.

#### b) Verificação analítica por métodos aproximados simplificativos e normativos

Os métodos aproximados para determinação da aceleração máxima da ponte corresponderam aos descritos na alínea c) do §6.4.2.4, considerando a acção de um só peão (G = 700 N). As respostas obtidas foram depois comparadas com o limite estipulado para o cenário de carga – 1P ( $a_{lim} \le 0.5$  m/s<sup>2</sup>) e com outras recomendações quando aplicáveis (*cf.* Tabela 6.25). A verificação foi realizada para a Solução A da estrutura do tabuleiro, associada a uma frequência própria fundamental  $f_1 = 4,13$  Hz e admitindo um amortecimento  $\xi = 0.5\%$ . O cálculo e verificações encontram-se detalhados na Tabela 6.36.

Tabela 6.36: Méto	dos aproximados de	cálculo da aceleração	máxima vertical	referenciados na literatura.
	1	3		

Método / Ref.	Aceleração máxima [m/s <sup>2</sup> ]	Parâmetros de cálculo	Limite [r	n/s²]
Sistema de 1-GL [6.79]	$a_{\max} = \frac{P_{\max}^*}{2 \cdot \xi \cdot M^*} = 2,0$	$P^*_{max} = 446$ (força modal pontual) $M^* = 2.187$ kg (massa modal)	≤0,5	×
Blanchard <i>et al.</i> BS 5400-2:2006 ONT83 [6.93,6.98]	$a_{\max} = 4\pi^2 \cdot f_1^2 \cdot d_{est} \cdot k \cdot \psi = 2,2$	k = 1,0 (coeficiente geométrico) $\psi = 6,5$ (factor de amplificação)	<b>≤ 0,5</b> ≤ 1,0 ≤ 0,8	×
<b>Rainer</b> <i>et al.</i> [6.99]	$a_{\max} = 4\pi^2 \cdot f_1^2 \cdot d_{est} \cdot \alpha_2 \cdot \phi = 0.9$	$\alpha_2 = 0.1 \ (2^{\circ} \text{ harmónico})$ $\phi = 27 \ (n^{\circ} \text{ de ciclos por vão} = 17)$	≤0,5	×
Grundmann et al. [6.43]	$a_{\max} = 0.6 \cdot \frac{0.4 \cdot G}{M^*} \cdot \frac{\pi}{\delta} \cdot \left(1 - e^{-n \cdot \delta}\right) = 1.9$	$\delta = 2.\pi.\xi = 0.031$ n = 8.86 seg. $M^* = 2.187$ kg (massa modal)	≤0,5	×
<b>Pimentel</b> <i>et al.</i> [6.100]	$a_{\max} = 4\pi^2 \cdot f_1^2 \cdot d_{est} \cdot \alpha_2 \cdot \phi \cdot k_a = 0.9$	$\alpha_2 = 0,1 \ (2^{\circ} \text{ harmónico})$ $\phi = 27 \ (n^{\circ} \text{ de ciclos por vão} = 17)$ $k_a = 1,0 \ (\text{factor geométrico})$	≤0,5	×
EN 1995-2:2003 [6.28]	$a_{\max} = \frac{100}{M \cdot \xi} = 4,6$	Peão em caminhada $(2,5 \le f_I \le 5,0 \text{ Hz})$ M = 4.373  kg  (massa total)	≤0,7	×
BS EN 1991-2:2008 [6.72]	$a_{\max} = \left(\frac{\alpha_1 \cdot G \cdot k_{(f)}}{M^*} \cdot \gamma_1^2\right) \cdot k \cdot \Psi = 1,3$	$\begin{aligned} \alpha_l &= 0,4 \ (1^\circ \text{ harmónico}) \\ k_{(f)} &= 0,38 \ (\text{redução de harmónico}) \\ M^* &= 2.187 \ \text{kg} \ (\text{massa modal } 1^\circ \text{ modo}) \\ \gamma_l &= 1,0 \ (\text{amplitude máx. } 1^\circ \text{ modo}) \\ k &= 1,0 \ (\text{factor geométrico}) \\ \Psi &= 27 \ (\text{factor de amplificação}) \end{aligned}$	≤ 1,4	

Acção de um peão em andamento normal (velocidade da passada:  $v_p = 1,5$  m/s e comprimento da passada:  $l_p = 0,75$  m). Parâmetros de cálculo – *vd*. Tabelas 6.28 e 6.29 e Fig. 6.55.

 $\sqrt{/\times}$  – cumprimento / incumprimento do(s) critério(s) de conforto.

**BS EN 1991-2:2008 [6.72]** – parâmetros no cálculo de  $a_{lim}$ :  $k_1 = 1,0 / k_2 = 1,3 / k_3 = 1,1 / k_4 = 1,0$  (*vd*. Tabela E.2 do Anexo E.3.1).  $d_{est} = \frac{G \cdot L^3}{48 \cdot (E.I)_{eq,p}} = 0,51 mm^{-1}$  deslocamento estático (máximo) para a acção de um peão na secção de meio vão do tabuleiro. Conforme esperado, as acelerações máximas calculadas por alguns dos métodos tomam ordens de grandeza relativamente elevadas, conduzindo na generalidade dos casos ao incumprimento dos critérios de conforto, *vd*. Tabela 6.36. Tal situação deve-se ao facto das expressões simplificadas estarem calibradas para o 1° harmónico em ressonância da acção de um peão [6.31,6.93,6.98], além de estarem associadas a amortecimentos superiores a 0,5% [6.28]. Os modelos propostos por **Rainer** *et al.* [6.99] e **Pimentel** *et al.* [6.100] (semelhantes entre si), a par do previsto na **BS EN 1991-2:2008** [6.72], são os únicos que, implícita ou explicitamente, possibilitam a representação da resposta da ponte excitada por efeito do 2° harmónico da acção de um peão em andamento normal. Não obstante, a leveza do tabuleiro na Solução A, associada um amortecimento reduzido, traduz-se em acelerações máximas próximas de 1,0 m/s<sup>2</sup>, limitando o conforto a um nível "médio". No entanto, tendo em conta as características da ponte, considera-se verificado o critério de conforto ( $\leq$  1,4 m/s<sup>2</sup>) segundo o Anexo Nacional inglês [6.72], *cf*. Anexo E.3.1.

Uma vez mais, os valores estimados de forma aproximada para as acelerações máximas reforçam a condição anterior, por cálculo numérico, acerca da não satisfação da Solução A na verificação aos ELS de vibração para cenários de carga de reduzida densidade pedonal (*Caso de Projecto 1* – 1P a 3P).

#### 6.4.3.4 Cálculo das acelerações máximas e verificação do nível de conforto – Caso 2: a) – b)

As acções previstas para o *Caso de Projecto 2* – fluxo contínuo de peões, devem ser modeladas com base em funções distribuídas. Ao contrário do caso anterior, os programas de cálculo automático permitem, na sua generalidade, a modulação dinâmica das cargas harmónicas descritas anteriormente para massas de indivíduos distribuídos sobre os tabuleiros, *cf*. Tabela 6.21. Tendo em conta a matéria abordada neste âmbito, procedeu-se em primeiro lugar à verificação normativa prevista na **EN 1995-2:2003**, seguindo-se uma análise por espectro de resposta. Por último, efectuaram-se verificações analíticas e numéricas com base nos modelos de carga recomendados em ambos os manuais de projecto **SÉTRA** e **HIVOSS**, bem como no proposto no **NA BS EN 1991-2:2008**. As verificações foram ainda complementadas por análises paramétricas em relação ao amortecimento a admitir.

A determinação das acelerações e verificação dos limites de conforto apenas foram processadas para a Solução B do tabuleiro, em virtude dos resultados obtidos para a Solução A evidenciarem alguns efeitos dinâmicos com níveis indesejáveis no *Caso 1*, nomeadamente no cenário de grupo restrito a 3 peões.

No presente *caso de projecto* foi tido em consideração o efeito da quantificação da variação da frequência fundamental induzida pela massa dos peões, visto esta exceder 5% da massa total do tabuleiro em qualquer cenário de fluxo, conforme recomendado na *Ref.*<sup>a</sup> [6.48]. Como se pode depreender da leitura da Tabela 6.37, uma densidade pedonal de 0,5 P/m<sup>2</sup> representa uma ordem significativa de massa adicional sobre o tabuleiro (22%), conduzindo a uma redução da frequência fundamental da ponte de 4,50 Hz (em vazio) para 4,07 Hz. De facto, tendo em conta as características da ponte, parece excessiva a consideração de fluxos de peões superiores a 1,0 P/m<sup>2</sup> (*ca.* 30 indivíduos em simultâneo sobre o tabuleiro). Não obstante a verificação do conforto para densidades superiores àquela gama ter sido efectuada, optou-se por limitar a redução da frequência até uma ordem correspondente a 30% de aumento da massa dos peões relativamente à massa do tabuleiro em vazio. Acima deste valor julga-se discutível a consideração do efeito da massa pedonal adicionada à massa da estrutura, uma vez que os peões se encontram em movimento (ainda que lento), mesmo para fluxos densos. Note-se que a densidade de 2,0 P/m<sup>2</sup> (57 indivíduos) corresponde uma massa próxima à do próprio tabuleiro.

Fluxo	Peões	Massa dos peões	Massa total	Frequência fundamental
<b>D</b> [P/m <sup>2</sup> ]	<b>P</b> [P]	$M_P$ [kg] – $m_P$ [kg/m]	$M_{T}$ [kg] – $\Delta M$ [%]	$\mathbf{f}_{\mathbf{P}}$ [Hz] – $\Delta \mathbf{f}_{red}$ [%]
0,5	14	1.020 - 76	5.628 - 22%	4,07 – 10%
0,6	17	1.224 – 91	5.832 - 27%	4,00 - 11%
0,8	23	1.632 – 121	6.240 - 35%	
1,0	29	2.040 - 151	6.648 - 44%	3,95 – 12%
1,5 <sup>(1)</sup>	43	3.061 - 227	7.669 – 66%	(acréscimo da massa dos peões limitado em 30%)
2,0 (1)	57	4.081 - 302	8.689 - 89%	

Tabela 6.37: Ca	aracterísticas de m	assa e frequência d	lo tabuleiro para	a Solução B e	e Caso de Projecto 2.
		1		3	

Peso estático de um peão: $G = 700$ N.	<sup>(1)</sup> cenário de carga excepcional.
Massa total do tabuleiro em vazio: $M = 4.608 \text{ kg} / m = 341 \text{ kg/m}.$	$\Delta M(\%)$ – acréscimo da massa pedonal.
Superfície útil do tabuleiro: $S = 28,6 \text{ m}^2$ .	$\Delta f_{red}$ (%) – redução da frequência fundamental.

Apresentando a ponte um limite inferior para a frequência de cerca de 4 Hz, a consideração do efeito do 2° harmónico de fluxos pode revelar-se importante na análise às vibrações. Torna-se também evidente que quanto mais elevada for a densidade de peões, maior será a dificuldade destes em se moverem a uma cadência próxima ou superior a 2 Hz, pelo que cenários desta natureza serão muito pouco prováveis ou "irrealistas". De qualquer modo, a leveza do tabuleiro aponta para a susceptibilidade de serem exibidos níveis de vibração elevados, mesmo para densidades reduzidas, tal como se demonstrou no *Caso de Projecto 1*.

#### a) Verificação normativa EN 1995-2:2003 para fluxos de peões

Segundo a **EN 1995-2:2003** é possível estimar directamente as acelerações máximas induzidas por um grupo e fluxo de pessoas, através da aceleração máxima vertical provocada por um só indivíduo – Eqs. (6.54), conforme exposto na Tabela 6.27. A norma limita o fluxo em função da superfície útil ou transitável do tabuleiro, correspondendo neste caso a N = 17 indivíduos (N = 0,6.S). Deste modo, admitindo um coeficiente  $\xi = 0.5\%$ , têm-se as seguintes acelerações verticais máximas:

Aceleração para 1 peão a caminhar..... 
$$a_{\text{max},1} = 100/M \cdot \xi = 4,3 \, m/s^2$$
 (6.54.1)

Aceleração para um fluxo de N peões a caminhar ... 
$$a_{\max,n} = 0.23 \cdot a_{\max,1} \cdot N_{=17} \cdot k_{ver=0,40} = 6.9 \, m/s^2$$
 (6.54.2)

O valor do factor de redução,  $k_{ver}$ , constante na Eq. (6.54.2), foi obtido do diagrama da Figura 6.55 [6.28] para uma frequência "reduzida" de 4,00 Hz (associada a uma massa total incluindo o efeito da massa de 17 peões). A aceleração máxima calculada para o fluxo previsto excede claramente o limite de conforto estabelecido para o *Caso de Projecto 2*, inclusive o mínimo no cenário "excepcional" ( $\leq 2,5$  m/s<sup>2</sup>), *cf*. Tabela 6.34. Percebe-se que a verificação segundo o Eurocódigo para Projecto de Estruturas de Madeira pode penalizar substancialmente a verificação dos estados limites de vibração numa ponte pedonal compósita. Tal situação pode dever-se ao facto dos modelos preconizados naquela norma estarem associados a uma calibração do amortecimento mais conservativo ao admitido, tal como recomendado mediante o valor de 1,0–1,5%. Para esta gama, a estimativa da aceleração máxima seria reduzida em 2/3 (2,3 m/s<sup>2</sup>).

# b) Verificação por espectros da resposta para fluxos de peões

O cálculo seguinte da aceleração máxima resulta da aplicação do método de dimensionamento espectral previsto no manual **HIVOSS**, específico para fluxos contínuos de peões, conforme descrito na alínea b) do *§6.4.2.4*. Tendo em conta as hipóteses subjacentes às simulações envolvidas naquele método, a par dos parâmetros derivados, a Tabela 6.38 resume a determinação da aceleração máxima para as três ordens de grandeza do fluxo pedonal previstas no método (admitindo  $\xi = 0.5\%$ ).

Fluxo	Peões	Parâmetros					Factor de pico	Aceler	ação	
<b>d</b> [P/m <sup>2</sup> ]	<b>N</b> [P]	$\mathbf{k}_1$	$\mathbf{k}_2$	$\mathbf{k}_{\mathbf{F}}$	$\sigma_{\rm F}^2$	С	$K_{p,95\%}$ [-]	$\sigma_{a RMS} [m/s^2]$	<b>a<sub>máx</sub> [m/</b>	's <sup>2</sup> ]
≤ 0,5	≤ 14	1,358	-1,113	0,012	0,172	2,95	3,92	0,29	1,12	
1,0	29	1,204	-1,115	0,007	0,200	3,70	3,80	0,28	1,06	$\checkmark$
1,5	43	0,812	-1,164	0,003	0,143	5,10	3,74	0,22	0,84	

Tabela 6.38: Parâmetros de cálculo da aceleração máxima vertical por análise espectral (Solução B).

 $\sqrt{1 \times -\text{cumprimento / incumprimento do critério de conforto.}}$  Cálculo – vd. Eqs. (6.20

Cálculo – vd. Eqs. (6.20) e (6.30) e vd. Tabela 6.26.

A Figura 6.63 mostra a variação da aceleração máxima,  $a_{max}$ , em função da densidade pedonal, d, para três níveis do factor de amortecimento,  $\xi = 0,3\%$ , 0,4% e 0,5%. Em qualquer das situações, verifica-se o cumprimento dos limites de conforto estipulados no *Caso 2* em estudo ( $\leq 2,0$  m/s<sup>2</sup>, conforto "mínimo"). Naturalmente, a situação mais condicionante verifica-se quando  $\xi = 0,3\%$ , chegando a atingir-se acelerações máximas próximas de 1,5 m/s<sup>2</sup>. Da leitura da Figura 6.63 percebe-se que a aceleração máxima aumenta significativamente até uma densidade de 0,5 P/m<sup>2</sup>, reduzindo-se em menor escala a

partir desse nível. Tal facto poderá estar relacionado com a menor susceptibilidade ao efeito de sincronismo para elevadas massas pedonais sobre as pontes.



Figura 6.63: Curvas da aceleração máxima (espectral), a<sub>máx</sub>, em função da densidade, d, e do amortecimento,  $\xi$ .

#### c) Verificação analítica e numérica com base em modelos de carga para fluxos de peões

Por último lugar, procedeu-se à verificação dos níveis de conforto tendo por base os modelos de carga especificados para fluxos contínuos de peões, *vd. §6.4.1.4*, com particular destaque para as funções previstas no Anexo Nacional **NA BS EN 1991-2:2008** e nas funções recomendadas nos manuais **SÉTRA** e **HIVOSS**. As funções correspondentes a cada modelo encontram-se representadas pelas Eqs. (6.55) e (6.56), em termos de força distribuída por unidade de comprimento do tabuleiro.

Modelo NA BS EN 1991-2:2003<sup>1</sup>..... 
$$p(t) = d \cdot \lambda \cdot k_{(f)} \cdot [\alpha_1 \cdot G \cdot sen(2\pi \cdot f \cdot t)] \cdot b_{=2,15 m}$$
 N/m (6.55)

Modelo SÉTRA / SYNPEX<sup>1</sup> ...... 
$$p(t) = d \cdot \lambda \cdot \psi_{k=2} \cdot [\alpha_{i=2} \cdot G \cdot sen(2\pi \cdot f \cdot t)] \cdot b_{=2,15m} \quad N/m \quad (6.56)$$

Os parâmetros constantes em ambas as expressões mantêm o significado anteriormente atribuído, *cf*. Tabela 6.21. Relembre-se que as funções dos manuais – Eq.  $(6.56)^1$  admitem explicitamente o efeito do 2º harmónico ( $\alpha_2 = 0,1$ ), ao contrário da função normativa – Eq.  $(6.55)^1$ . Neste último caso, o modelo atende ao risco de ressonância além do 1º harmónico ( $\alpha_1 = 0,4$ ) através da utilização do seu coeficiente de redução, k(f), aplicável numa banda alargada da frequência. A taxa de sincronização,  $\lambda$ , encontra-se resumida na Tabela 6.39 para cada modelo, em ordem à densidade *d*, do *Caso de Projecto 2* (admitindo  $\xi = 0,5\%$ ).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> cf. Figura 6.33 – comparativo de equivalência entre os coeficientes de redução,  $k(f) \in \psi_k$ .

Para os níveis de densidade mais reduzidos (< 1,0 P/m<sup>2</sup>), o anexo inglês do Eurocódigo apresenta taxas de sincronismo acima do dobro dos índices atingidos segundo as regras dos manuais europeus, sendo, no entanto, praticamente coincidentes a partir de fluxos superiores ou iguais a 1,0 P/m<sup>2</sup>. Apesar da condição mais gravosa da **BS EN 1991-2:2008**, em termos de sincronismo para os fluxos menores, uma análise comparativa entre as respostas de ambos os modelos mostrou que os registos das acelerações máximas são semelhantes na gama mais reduzida do fluxo de peões. Tal situação é justificada pelo facto da norma admitir a frequência da ponte em vazio, sem consideração da massa adicional dos peões, ao contrário das recomendações previstas nos manuais. Por conseguinte, além das inerentes variações de massa a admitir em cada modelo, os coeficientes de redução da amplitude dos harmónicos,  $k(f) \in \psi_k$ , multiplicados pelos respectivos coeficientes de Fourier,  $\alpha_I \in \alpha_2$ , aproximam-se também entre si, tendo em conta as respectivas gamas de frequência em análise (*i.e.*, ambos os produtos tomam a grandeza de 1/10 para  $f_I \approx 4,0$  Hz segundo os manuais **SÉTRA / HIVOSS** e  $f_I \approx 4,5$  Hz segundo a norma **BS EN 1991-2:2008**, *vd*. Fig. 6.55). Nesse sentido, optou-se por descrever de seguida o processo de cálculo e verificação somente com base nos modelos previstos nos manuais, cf. Eq. (6.56).

Fluxo	Número	NA BS EN 1991-2	SÉTRA / HIVOSS	NA BS EN 1991-2	SÉTRA / HIVOSS	
pedonal	de peões	Número de peô	ões equivalentes	Taxa de sincronização		
<b>d</b> [P/m <sup>2</sup> ]	<b>N</b> [P]	N <sub>ec</sub>	1 [P]	λ	[%]	
0,5	14	7	3	47%	20%	
0,8	23	9	4	37%	16%	
1,0	29	10	10	33%	35%	
1,5	43	12	12	27%	28%	
2,0	57	13	14	24%	24%	

Tabela 6.39: Taxa de sincronização, em função do fluxo pedonal, do tabuleiro na Solução B e Caso de Projecto 2.

Amortecimento admitido,  $\xi = 0.5\%$ . Expressões de cálculo de  $N_{eq} / \lambda - vd$ . Tabela 6.21.

A aceleração máxima foi determinada analiticamente por aplicação do método baseado em sistemas com 1-GL, conforme referido no *§6.4.2.4* e detalhado no Anexo E.3.2. Deste modo, a força modal correspondente à amplitude máxima da função de carga em causa – Eq. (6.57), vem escrita na forma:

$$p_{\max}^{*} = p_{\max} \cdot \left(\frac{2 \cdot L}{\pi}\right) = \frac{d \cdot \lambda \cdot \psi_{2} \cdot [0, 1 \cdot 700] \cdot 2, 15}{\frac{d \cdot \lambda \cdot \psi_{2} \cdot [0, 1 \cdot 700] \cdot 2, 15}{\frac{d \cdot \lambda \cdot \psi_{2} \cdot [0, 1 \cdot 700] \cdot 2, 15}} \cdot \left(\frac{2 \cdot 13, 3}{\pi}\right) N / m$$
(6.57)

O factor  $\psi_2$  pode ser retirado da leitura do diagrama da Figura 6.64, da qual resulta uma redução nula para a amplitude do 2º harmónico, independentemente do modelo, tendo em consideração o limite da frequência crítica ( $\leq 4,07$  Hz) para ponte sob carga no tráfego mínimo ( $\geq 0,5$  P/m<sup>2</sup>).



*Figura 6.64*: Factores de redução da amplitude do 1° e 2° harmónicos,  $\psi_1 e \psi_2$ , SÉTRA e HIVOSS [6.50,6.43].

A resposta máxima em ressonância vem dada em termos de acelerações pela seguinte expressão:

$$a_{\max} = \frac{p_{\max}^*}{2 \cdot \xi \cdot M^*} \tag{6.58}$$

A Tabela 6.40 resume o cálculo das acelerações para os fluxos de carga assumidos no *Caso de Projecto 2* (incluindo fluxos pedonais inferiores a 0,5 P/m<sup>2</sup>) que, para frequências inferiores a 4,2 Hz, correspondem sempre a resultados iguais cumprindo as regras dos dois manuais **SÉTRA** e **HIVOSS** (apenas variável nos limites de transição dos factores de redução  $\psi_1$  e  $\psi_2$ , vd. Fig. 6.48).

Fluxo pedonal	Número de peões	Frequência natural	Taxa de sincronismo	Factor de redução	Força modal máxima	Massa modal	Aceleração máxima
<b>d</b> [P/m <sup>2</sup> ]	<b>N</b> [P]	$\mathbf{f}_{\mathbf{P}}\left[\mathrm{Hz} ight]$	λ[%]	Ψ2 [-]	$\mathbf{p^{*}}_{\max}$ [N/m]	$\mathbf{M}^{*}$ [kg]	$\mathbf{a}_{\mathbf{max}} [\mathrm{m/s}^2]$
0,1	3	4,40	45%	0,49 - 0,75	28 - 43	2.406	1,2 – 1,8
0,2	6	4,31	32%	0,72 - 0,86	58 - 70	2.508	2,3 – 2,8
0,5	14	4,07	20%		129	2.814	4,6 ×
0,8	23		16%		163	3.120	5,2 ×
1,0	29	2.05	35%	1,00	441	3.324	13,3 ×
1,5	43	3,95	28%		540	3.834	14,1 ×
2,0	57		24%		623	4.344	14,4 ×

Tabela 6.40: Cálculo das acelerações para fluxos de carga do tabuleiro na Solução B e Caso de Projecto 2.

Amortecimento admitido,  $\xi = 0.5\%$ .

 $\sqrt{/\times}$  – cumprimento / incumprimento do(s) critério(s) de conforto.

Para além da abordagem analítica, procedeu-se à simulação da acção do fluxo de peões no modelo de elementos finitos do tabuleiro da ponte (Solução B). A modelação numérica foi efectuada para o cenário de carga correspondente ao fluxo de 0,5 P/m<sup>2</sup>, cujo carregamento distribuído p(t), assumido pela função harmónica – Eq. (659), foi aplicado em toda a superfície do tabuleiro (mantendo o sinal da amplitude da carga de acordo com a configuração do 1º modo de vibração em flexão vertical).

$$p(t) = 0.5 \cdot 20\% \cdot 1.0 \cdot \left[0.1 \cdot 700 \cdot sen(2\pi \cdot f_{=4.07 \ Hz} \cdot t)\right] = 7.1 \cdot sen(25.6 \cdot t) \quad N / m^2$$
(6.59)

O registo temporal da aceleração foi obtido no nó central da secção de meio vão do tabuleiro, *vd*. Fig. 6.65, verificando-se que a aceleração atinge um valor máximo superior a 4,8 m/s<sup>2</sup> (em regime de estacionariedade), sendo este próximo do correspondente valor analítico – 4,6 m/s<sup>2</sup>, *vd*. Tabela 6.40. Note-se que a resposta numérica associa-se igualmente a um regime de vibração em ressonância por via da frequência da acção corresponder à do tabuleiro, para o cenário de carga em causa e amortecimento de 0,5%.



Figura 6.65: Registo temporal da aceleração vertical (numérica) no nó central da secção do meio vão do tabuleiro.

As acelerações estimadas analítica e numericamente para um coeficiente de amortecimento de 0,5% excedem claramente qualquer limite de conforto humano (*inc.* "excepcional",  $\leq 2,5$  m/s<sup>2</sup>). Perante estes resultados, estendeu-se a verificação analítica para várias gamas do amortecimento (0,5% a 3,0%), incluindo para densidades inferiores a 0,5 P/m<sup>2</sup>, conforme se observa na Figura 6.66 (também constante na Tabela 6.50). Somente mediante a hipótese de um factor compreendido entre 2,5% e 3,0% se atingem acelerações próximas do limite de conforto "excepcional", e para uma densidade pedonal próxima de 1,0 P/m<sup>2</sup>.

Parece claro que os mais recentes modelos de carga para fluxos contínuos de peões são bastante penalizadores em termos de análise das vibrações em estruturas bastante leves e, sobretudo, com as características do tabuleiro em análise. Tal facto pode estar associado a uma elevada sincronização assumida num tabuleiro de vão curto, a par da consideração de fluxos pedonais "irrealistas" para uma ponte pedonal do género. Para além do atrás referido, a influência da massa dos peões na resposta da estrutura, da forma considerada por ambos os manuais, condiciona substancialmente a solução a adoptar. Por exemplo, a sua não consideração na Solução B (HEB 280) já permitiria deduzir efeitos praticamente nulos por acção do 2º harmónico de fluxo de peões, tendo em conta uma frequência em vazio próxima de 4,5 Hz. Porém, seguindo a análise e verificação prescrita na **BS EN 1991-2:2008**, manter-se-ia um grau de controlo bastante apertado numa situação de projecto, resultando em picos máximos de acelerações similares, mesmo para uma solução estrutural da ponte mais robusta em termos do vigamento. Tal facto deve-se à banda alargada de frequências admitida por aquela norma para a consideração da acção dos harmónicos superiores ao primeiro.



Figura 6.66: Curvas da aceleração máxima (analítica), a<sub>máx</sub>, em função da densidade, d, e do amortecimento, ξ.

Perante as análises dinâmicas realizadas sobre dois *Casos de Projecto* e respectivas respostas baseadas nos modelos de carga admitidos, julga-se suficiente a adopção da Solução B para o tabuleiro da ponte, sem comprometer o seu comportamento à vibração por efeito das acções humanas expectáveis para a ponte pedonal. Embora tenha sido revista a necessidade de reduzir a esbelteza do tabuleiro, transitando da Solução A para a B, devido aos efeitos por acção individual de peões, sobretudo em corrida, presume-se que a segunda solução satisfaça a sensibilidade da ponte à acção do 2º harmónico de fluxo de peões, tendo em conta as considerações revistas neste âmbito sobre o presente projecto de obra. Também como anteriormente referido, a ausência de referências acerca de vibrações verticais significativas em pontes pedonais excitadas por efeito do 2º harmónico da indução humana permite corroborar uma concepção para a estrutura do tabuleiro que apresente uma frequência natural não inferior a 4,50 Hz [6.48,6.77]. Do ponto de vista de justificação da Solução B, também seria naturalmente vantajoso o reconhecimento do verdadeiro grau de amortecimento do tabuleiro compósito. Porém, este só será possível de avaliar com rigor mediante uma identificação dinâmica experimental da ponte à escala real, conforme previsto na fase pós-obra. Embora actualmente não existam medições *in situ*, importa referir que não sensíveis os efeitos da vibração na ponte já construída, tal como assinalado mais à frente no contexto da sua abertura ao público.

#### 6.5 OBRA

Nesta última secção do **Capítulo 6**, anterior às conclusões, descreve-se a obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita – S. Mateus*, construída no concelho de Viseu. É efectuada no §6.4.1 uma descrição das principais operações de construção associadas à execução da obra. De seguida, no §6.4.2, são descritos os ensaios de carga realizados sobre o tabuleiro efectuados com o objectivo de avaliar a resposta em serviço, incluindo os procedimentos e os principais resultados obtidos. Por último, no §6.4.3, apresenta-se um "registo final" da obra, relativo ao acto inaugural da ponte e após a sua abertura ao púbico.

Os trabalhos de construção da *Ponte Pedonal Compósita* foram executados durante o período compreendido entre 17 de Junho e 27 de Julho de 2013, tendo sido cumprido o prazo de execução previsto para a obra – 45 dias. A recepção provisória ocorreu no dia 8 de Agosto, tendo sido antecedida pela realização de ensaios de carga. Na qualidade de obra pública, o projecto de execução foi instruído na especialidade de Estruturas, incluindo Espaço Exteriores e Acessos, de acordo com o estabelecido na Portaria 701-H/2008 do Decreto-Lei nº 18/2008 de 19 de Janeiro (CCP)<sup>1</sup>, correspondendo à classificação de obra – III.1 Pontes, Infra-estruturas Rodoviárias, da Categoria 1 – *Passagem Pedonal com um Vão Inferior a 20 m Sem Condicionamentos Especiais*. Conforme referido no início, a totalidade das peças de comunicação à obra podem ser consultadas na parte final do Anexo E referente a este capítulo.

Na Tabela 6.41 encontra-se resumida por capítulos principais a dotação orçamental da obra estabelecida no projecto de execução, de acordo com o correspondente mapa de medições dos trabalhos previstos. O custo total da obra foi estimado em € 47.973,42 (incluindo iluminação pública).

Artigo	Designação dos trabalhos	Preço global
001	Estaleiro e trabalhos preparatórios	€ 2.450,00
002	Fundações e encontros	€ 5.330,52
003	Tabuleiro híbrido	€ 28.242,80
004	Arranjos exteriores – acessos	€ 6.235,10
005	Diversos	€ 300,00
006	Rede de iluminação pública	€ 3.915,00
007	Ensaio de carga (apoio à realização)	€ 1.500,00
		€ 47.973,42

Tabela 6.41: Orçamento resumo da obra de construção da Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> CCP – Código dos Contratos Públicos.

# 6.5.1 PROCESSO CONSTRUTIVO

A construção da ponte pedonal encontra-se descrita de acordo com as seguintes fases: (i) fundações e encontros, (ii) tabuleiro híbrido e (iii) trabalhos complementares.

# 6.4.1.1 Fundações e encontros

As fundações e os encontros foram executados segundo métodos construtivos convencionais, sem dificuldades assinaláveis. Numa fase inicial, foi necessário proceder ao levantamento parcial dos coroamentos dos diques existentes, constituídos por blocos de pedra de granito, em paralelo com os demais trabalhos preparatórios. Nas Figuras 6.67 e 6.68 mostram-se os trabalhos iniciais realizados nos diques da margem direita (MD) e da margem esquerda (ME), respectivamente, para execução das fundações dos respectivos encontros – ED e EE.



Figura 6.67: Trabalhos no dique da margem direita. Figura 6.68: Trabalhos no dique da margem esquerda.

As operações de escavação na margem direita até à cota de fundação definida permitiram identificar um dique existente em betão conforme consta no projecto *Parque Linear do Rio Pavia* [6.2]. Faz-se notar que daquela movimentação de terras resultou uma afluência de águas significativa junto à sapata do dique, obrigando a uma bombagem contínua das águas no interior da vala escavada e entivada, *vd*. Fig. 6.69.

Nas escavações efectuadas na margem esquerda foi encontrada uma solução distinta da informação que tinha sido obtida na documentação consultada **[6.2]**. Em vez de um afloramento rochoso ou maciço granítico, verificou-se que o dique marginal apresentava superiormente um lintel de betão, com uma largura de 0,50 m, assente sobre um muro de alvenaria de pedra com cerca de 0,75 m de largura, sendo o restante tardoz constituído por terra vegetal, *vd*. Fig. 6.70. As condições observadas no muro de suporte, com uma profundidade considerável, superior a 2,0 m e o estado são da pedra (argamassada), levaram a optar por algumas modificações na execução do encontro esquerdo inicialmente projectado.

O levantamento *in situ* das condições existentes permitiu, neste caso, aligeirar a solução inicial prevista para o encontro, por redução da sua dimensão, quer em profundidade, quer em largura. Além disso, foi revista a necessidade da execução de ferrolhos em aço, optando-se por dispensar a selagem horizontal, tendo apenas sido efectuada uma cravação em profundidade no interior do muro de alvenaria.



*Figura 6.69*: Vala escavada, entivada e com águas afluentes no tardoz do dique da margem direita.



*Figura 6.70*: Escavação na zona de implantação do encontro sobre o dique da margem esquerda.

As armaduras dos encontros foram preparadas exteriormente à obra, no estaleiro do Empreiteiro. As armaduras foram posicionadas e fixadas no interior de cofragens de madeira, para posterior betonagem dos encontros nos moldes finais requeridos, *vd*. Figs. 6.71 e 6.72. Por razões de facilidade construtiva, associadas à colocação da cofragem e recobrimento da armadura, foi aceite a proposta do Empreiteiro em alargar em 0,05 m o "dente" betonado no tardoz do dique existente na margem direita. Deste modo, a viga de estribo foi também espessada, passando a ter uma largura de assentamento de 0,55 m, tendo sido mantido o muro espelho com a mesma geometria e posição.

Face às reais condições observadas na zona de implantação do encontro na margem esquerda, a viga de estribo correspondente foi reduzida na sua geometria, por exclusão dos muros de alas e de tardoz. Nesse sentido, o encontro foi executado com uma única dimensão de assentamento (largura de 0,60 m) sobre a alvenaria de pedra argamassada, após demolição total do lintel de topo existente em betão, *cf.* Fig. 6.70.

Importa destacar que, antes de se proceder à betonagem dos encontros, foram posicionados nas malhas das armaduras chumbadouros roscados (M22 cl. 8.8), com um comprimento de amarração de 200 mm, para posterior fixação das chapas de suporte dos cavilhões dos aparelhos de apoio. A fixação de cada con-

junto de quatro chumbadouros por apoio foi efectuada com recurso a uma chapa metálica fina (*gabarit*), onde foram executadas as furações ovalizadas para passagem dos varões, *vd*. Fig. 6.73. Recorreu-se a apoio topográfico para posicionamento dos chumbadouros, de modo a permitir um rigoroso ajustamento do vão longitudinal entre os aparelhos de apoio e o afastamento transversal entre as longarinas metálicas.



Figura 6.71: Cofragem e armadura do encontro direito.



Figura 6.72: Betonagem do encontro direito.

Os encontros foram betonados em dias distintos, de uma só vez, em períodos da madrugada. Conforme as Cláusulas Técnicas Especiais do Caderno de Encargos, o betão estrutural (classe C30/37) fornecido pelo Empreiteiro foi apresentado à aprovação da Fiscalização em cubos normalizados, *vd*. Fig. 6.74.





Figura 6.73: Selagem de chumbadouros nas vigas estribo. Figura 6.74: Cubos normalizados de betão (C30/37).

Ambos os encontros foram ainda dotados do sistema de drenagem estabelecido em projecto. Este consistiu na instalação de bueiros em tubo de PVC (\$\$0), no interior da secção central das vigas de estribo. A recolha das águas até aos bueiros é assegurada por meio de pendentes na face superior das vigas, regularizadas durante o estado fresco do betão. Para além disso, no tardoz do encontro direito foi aplicado um dreno em geocompósito, associado a um boeiro em tubo de PVC ( $\phi$ 50). Em cada encontro foi também instalado um par de tubos em PVC corrugado a atravessar os muros espelho, na zona correspondente aos apoios, para passagem da cablagem eléctrica de iluminação pública da ponte.

Na Figura 6.75 pode observar-se o aspecto final do encontro esquerdo após descofragem. Na Figura 6.76 mostra-se o encontro direito após acabamento das superfícies betonadas, conferido de acordo com o prescrito no projecto. Este consistiu na aplicação de uma argamassa de regularização, com 1 cm de espessura, seguida de duas demãos de pintura com um ligante epoxídico.



Figura 6.75: Encontro esquerdo após descofragem das superfícies betonadas.



*Figura 6.76*: Encontro direito após acabamento final das superfícies betonadas.

Conforme descrito mais à frente, os encontros foram ainda fechados lateralmente, constituindo muros ala em lajes e blocos de granito sobrepostos, até uma cota próxima do nível final conferido aos respectivos muros espelho. Deste modo, todas as superfícies visíveis dos encontros foram revestidas em conformidade com o acabamento dado aos paramentos exteriores e coroamentos dos diques na zona envolvente.

A par das operações acima descritas, foram simultaneamente realizados alguns trabalhos preliminares ao nível dos acessos à ponte pedonal, *vd. §6.4.1.3.* O período de tempo decorrente desta série de trabalhos, sensivelmente 38 dias, permitiu ao betão aplicado em obra desenvolver requisitos de desempenho padrão para um estado de cura próximo dos 28 dias de idade. Neste mesmo período, a estrutura metálica do tabuleiro foi montada em fábrica, em regime de subempreitada, tendo em consideração a planimetria final dos chumbadouros selados nos encontros para fixação dos aparelhos de apoio.

#### 6.4.1.2 Tabuleiro híbrido

O tabuleiro foi parcialmente montado em fábrica, no que respeita à sua estrutura metálica de suporte, incluindo travamentos, chapas cutelo e guarda-corpos igualmente em aço laminado a quente (S275-JR).

Foi instalada uma curvatura inicial nas longarinas (HEB 280), requerida para uma contra-flecha máxima de 220 mm (não deformado). Após o processo de calandragem, foram executadas as ligações dos perfis de travamento (IPE 140) nas almas das longarinas, por meio de soldaduras de topo. Recorde-se que estas travessas foram instaladas nas zonas dos apoios e em duas secções do vão. Seguidamente, procedeu-se à ligação do guarda-corpos em cada longarina, nos 8 "braços" de ligação (prumos), conforme pormenor definido no projecto. Importa realçar a opção do Dono de Obra em aumentar a altura<sup>1</sup> da guarda em 10 cm, mantendo a sua linha original – arco combinado com troço rectilíneo inclinado sobre o tabuleiro. Por fim, foram soldadas as chapas de reforço interno (e = 10 mm), nas secções correspondentes às travessas e nos pontos de ligação dos prumos principais da guarda. Já em obra, foi possível constatar uma dimensão ligeiramente inferior ao desvio da corda pretendido para o arco desta estrutura metálica conjunta, após a sua deformação devida às acções G (204 mm para 207 mm), *cf*. Tabela 6.8-a e *vd*. Fig. 6.77.





Figura 6.77: Verificação da contra-flecha (204 mm). Figura 6.78: Banzo superior do perfil HEB decapado.

Todo o conjunto metálico anterior foi ainda submetido em fábrica a processos de protecção à corrosão do aço. As operações envolvidas incluíram a decapagem a jacto abrasivo e a aplicação de primário epoxídico, seguindo-se a pintura à cor definida (RAL 8.004). Faz-se notar que as faces externas dos banzos superiores das longarinas foram excepção daquelas operações de protecção, *vd*. Fig. 6.78. As superfícies em causa foram somente alvo de decapagem e de limpeza de resíduos, a fim de se obter uma colagem adesiva adequada na interface de conexão entre o aço das vigas e o material pultrudido dos painéis.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Verticalmente face à cota final da laje de pavimento.

A estrutura metálica foi transportada como peça única, no seu comprimento total de 13,61 m, sobre o estrado liso de um camião semi-reboque<sup>1</sup>, *vd*. Fig. 6.79.



Figura 6.79: Transporte da estrutura metálica do tabuleiro da ponte em camião reboque.

O percurso desde a fábrica até às imediações da zona de implantação apresenta uma distância de cerca de 80 km, tendo sido utilizada posteriormente uma grua móvel para a sua instalação sobre os encontros, *vd*. Fig. 6.80. Por condicionalismos dos acessos e espaço envolvente à obra, a deslocação da estrutura metálica desde o reboque até à zona de implantação teve de ser efectuada por três movimentos de translação da auto-grua, *vd*. Fig. 6.81.



*Figura 6.80*: Elevação inicial da estrutura metálica do reboque recorrendo a uma auto-grua.

*Figura 6.81*: Movimentação da estrutura metálica por meio de auto-grua.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Semi-reboque tipo contentor com as dimensões livres: largura de 2,45 m e comprimento de 13,60 m.

Durante as operações de deslocação da estrutura metálica, os conjuntos das chapas de base e de cutelo dos aparelhos de apoio (fixo e móvel) foram numa primeira fase fixados nos chumbadouros (M22, cl. 8.8) dos encontros por aperto ligeiro de porca e anilha, *vd*. Fig. 6.82 (apoio móvel). Note-se que as chapas superiores dos aparelhos foram soldadas em fábrica no banzo inferior das longarinas.



*Figura 6.82*: Fixação inicial da base de um dos aparelhos de apoio móvel: (a) aperto roscado da porca–anilha e (b) vista geral do aparelho de apoio.

A implantação da estrutura metálica sobre os aparelhos de apoio decorreu segundo condições normais de operacionalidade, num período relativamente célere, *vd*. Fig. 6.83. A ovalização das chapas de base dos aparelhos de apoio permitiu assegurar, por ajuste planimétrico, um encaixe adequado das cavilhas nas chapas principais dos aparelhos, *vd*. Fig. 6.84. Em ambos os encontros ficaram asseguradas distâncias livres para as juntas de dilatação, relativamente próximas dos valores estabelecidos em projecto.





*Figura 6.83*: Colocação da estrutura metálica do tabuleiro sobre a zona de implantação dos encontros.

*Figura 6.84*: Operação de ajuste num aparelho de apoio para encaixe de cavilha.

O conjunto das operações relativas à instalação (movimentação e implantação) da estrutura metálica sobre os encontros decorreu durante um período aproximado de 4 horas. O restante período laboral do dia serviu para a verificação dimensional das chapas acessórias a instalar na ponte, nomeadamente as chapas gota de junta dos encontros e as chapas de transição entre guardas (acrotérios).

No dia seguinte, procedeu-se à ligação do conjunto de painéis compósitos (19 *un*.) no banzo superior das longrinas metálicas. A conexão mista foi realizada conforme os procedimentos previstos em projecto e estudados no âmbito da presente tese, tendo por base a colagem de resina epoxídica (SikaDur 31-CF) e a cravação de cavilhas roscadas fulminantes (HILTI X-EM 10H-24-12). O adesivo foi aplicado quer ao nível das ligações painel – painel (*snap-fit*) quer, naturalmente, ao nível da ligação às longarinas. Neste último caso, a espessura mínima da camada adesiva foi garantida através do espalhamento de pregos de cabeça, com uma espessura de 2,5 mm, sobre os banzos das vigas metálicas.

Na Figura 6.85 mostra-se a sequência de alguns dos principais procedimentos envolvidos na conexão dos painéis às vigas: (a) pré-furação dos painéis, (b) cravação das cavilhas, (c) aperto roscado da porcaanilha, (d) aplicação do adesivo no banzo do perfil, (e) barramento do adesivo nas abas *snap-fit* do painel e (f) colocação de painel sob pressão, auxiliada por pancadas amortecidas com um barrote de madeira.



*Figura 6.85*: Operações da conexão dos painéis GFRP aos perfis HEB: (a) execução de 2 furos / viga, (b) cravação das cavilhas, (c) aperto das cavilhas, aplicação do adesivo (d) nas vigas e (e) no painel e (f) colocação de painel.

Os trabalhos foram executados por dois operários auxiliados por dois ajudantes. Enquanto um dos operários assumiu a função da cravação das cavilhas (inicialmente apoiado por um agente da HILTI Portugal), o outro executou o processo de colagem. Os ajudantes tiveram por finalidade preparar a mistura bi-componente do adesivo, bem como auxiliar no transporte e na colocação dos painéis sobre as longarinas.

O processo de aplicação da totalidade dos painéis decorreu por um período de cerca de 8 horas (um dia laboral), *vd*. Fig. 6.85. Faz-se notar que o fabricante dos painéis disponibilizou abas de ligação em L (em igual material compósito – GFRP), específicas para remate final nas zonas de *snap-fit* dos painéis de extremidade. Na Figura 6.86 pode observar-se a sua aplicação no tabuleiro completo (margem esquerda), recorrendo igualmente ao adesivo epoxídico para reforço desse fecho entre abas de ligação.



Figura 6.86: Vista do tabuleiro completo com os painéis de GFRP (19 un.).

Por último, a cota final do tabuleiro foi ajustada através dos sistemas de porca e anilha (porcas de nivelamento) instalados sob as chapas dos aparelhos de apoio, *vd*. Fig. 6.87. Com esta regulação altimétrica, pretendeu-se também nivelar o tabuleiro relativamente aos coroamentos finais dos muros de ala (blocos de granito) e espelho dos encontros (betão), em conformidade com os remates de transição dos respectivos acessos. Posteriormente, procedeu-se à ancoragem final dos aparelhos nos encontros por aperto último do par de porcas instalado por chumbadouro. A elevação dos aparelhos face à viga estribo permitiu constituir plintos nos encontros, selados com argamassa pronta de retracção controlada (*grout*), *vd*. Fig. 6.88.





Figura 6.87: Nivelamento altimétrico de um apoio fixo.

Figura 6.88: Plintos em grout dos apoios móveis.

Uma vez completa a instalação do tabuleiro, algumas zonas específicas da estrutura metálica foram retocadas em termos de pintura, nomeadamente ao nível do guarda-corpos e das chapas dos aparelhos de apoio.

## 6.4.1.3 Trabalhos complementares

Os trabalhos complementares englobaram um conjunto de actividades necessárias à conclusão da obra, dotando-a das condições exigidas para ser colocada em serviço. A maior parte destes trabalhos decorreram sobretudo no período correspondente aos últimos 4 dias de obra, sendo de destacar os seguintes:

- Execução final dos acessos à ponte (margem esquerda e direita);
- Aplicação de camada de desgaste no tabuleiro;
- Colocação das chapas de junta (transição tabuleiro acessos);
- Fixação das chapas de remate da ponte (acrotérios);
- Instalação do sistema de iluminação (ponte e acessos).

Antes da realização destes últimos trabalhos, importa destacar o acabamento lateral conferido aos encontros (fecho dos muros de ala), executado no período decorrente entre a instalação da estrutura metálica e a colocação dos painéis compósitos. Foram estabelecidas soluções que proporcionassem um melhor enquadramento paisagístico com a envolvente, nomeadamente com o coroamento existente em toda a linha das margens do leito do rio. Nesse sentido, os muros ala dos encontros foram revestidos em primeiro lugar com lajes de pedra de granito (dimensões 60×20×15 cm). A cota superior da aplicação deste primeiro nível de pedras correspondeu à cota do coroamento actual na zona de implantação.

Posteriormente, foram fixados blocos de granito sobre as primeiras lajes de pedra, cuja espessura variou em função do encontro, de modo a uniformizar a cota final assegurada no muro espelho correspondente. O acabamento conferido a estes últimos muros passou pela execução de um lintel / lancil em betão de enchimento de reduzida espessura. Por fim, a superfície foi regularizada para remate superior da chapa metálica a vencer a junta dos encontros. Estes acabamentos finais nos encontros a par dos trabalhos últimos referentes ao espaço exterior da ponte podem ser observados nas Figuras 6.89 e 6.90.



*Figura 6.89*: Acesso da margem esquerda: (a) preparação de caixa de pavimento e acabamento final dos coroamentos do encontro e (b) pavimento rampeado em calçada de granito (inclinação 3,0–3,5%).

O espaço exterior diz respeito aos acessos à ponte, compreendendo os seguintes trabalhos em cada margem:

- Margem esquerda, vd. Fig. 6.89 numa fase inicial, foi levantado o pavimento existente em cubo de granito e preparada a caixa para assentamento de pavimento da mesma natureza. Esta preparação incluiu a regularização de uma camada de base em Tout-Venant (granulometria 0–30 mm), incluindo rega, consolidação mecânica e recalque. Nestas operações foram executadas as pendentes pretendidas na área (3,5% ao eixo longitudinal e 3,0% transversal), de modo a ter-se um acesso rampeado, enquadrado com o pavimento envolvente ao edifício do Orfeão. A seguir, foi aplicada uma "almofada" de pó de pedra (granulometria 0–3 mm), com cerca de 8 a 10 cm de espessura. Seguiu-se o assentamento final dos cubos de granito da região, com 10 cm de aresta, apertados com mistura de areia e cimento seco.
- Margem direita, vd. Fig. 6.90 foi executado um acesso igualmente rampeado, numa largura correspondente à caixa do encontro (3,0 m), com uma inclinação de 5,4%, até à cota e coordenadas da linha de intersecção com o lancil existente delimitador da zona verde envolvente. O pavimento foi construído segundo processos semelhantes aos referidos para o acesso da margem esquerda preparação da caixa, aplicação de *Tout-Venant* e almofada de pó de pedra, com colocação de cubo de granito com 11 cm de aresta. A área pavimentada foi delimitada lateralmente por lancil em bloco de granito (dimensões 0,80×var.×0,20 m), ajustado à pendente da base de assentamento. Esta fundação foi realizada em massame de betão, desde o tardoz dos muros do encontro até ao lancil de remate existente (enterrado). A fixação das pedras ao massame foi complementada por meio de pernos em aço ("fixes"), centrados na pedra e chumbados com uma argamassa pronta de retracção controlada (*grout*).

Durante os trabalhos realizados nas duas margens, foi colocada sob os pavimentos a tubagem necessária para a instalação eléctrica dos projectores de iluminação, por sua vez embutidos nos acessos rampeados.



*Figura 6.90*: Acesso da margem direita: (a) preparação de caixa de pavimento, lancil e coroamentos do encontro; (b) pavimento rampeado em calçada de cubo de granito (inclinação 5,4%).

Uma vez concluídos os acessos à ponte e restantes acabamentos finais nos encontros, foi executada a camada de desgaste do tabuleiro (espessura 3–4 mm), *vd*. Fig. 6.75. Este revestimento foi em tudo similar à camada aplicada à escala menor nos laminados do painel, ensaiados à perfuração (*vd*. **Capítulo 3**). Conforme previsto, a superfície do tabuleiro em GFRP sofreu um processo inicial de tratamento de modo a receber o revestimento de base polimérica, dotado de características antiderrapantes. Incluíramse as seguintes operações na execução da camada de desgaste, *vd*. Fig. 6.91:

- Desgaste abrasivo da superfície pultrudida com lixa de areia (grão 100–120);
- Aplicação a rolo de ligante primário epoxídico (SikaFloor 156);
- Espalhamento de pó de sílica (cargas 123, *ca*. 0,1 a 0,3 mm);
- Extracção do pó de sílica excedente e limpeza do tabuleiro;
- Aplicação a rolo de membrana de poliuretano (SikaFloor 400 N elastic);
- Regularização da camada de desgaste nas extremidades laterais dos painéis.

A última camada teve por objectivo conferir ao pavimento uma elevada elasticidade e resistência ao tráfego pedonal e aos agentes ambientais, nomeadamente aos raios UV. Porém, esta membrana não foi suficiente para assegurar um refechamento perfeito das juntas *snap-fit* entre painéis. Esta situação ficou assinalada entre o Dono de Obra, o Empreiteiro e o fornecedor dos ligantes de revestimento (Sika Portugal) para uma possível intervenção futura ao nível do revestimento (se necessário). O processo de cura da membrana de poliuretano ocorreu durante cerca de 48 horas, sob interdição de passagem no tabuleiro. A cor desta última camada definiu o tom do pavimento – cor RAL 7.032 (bege cinza claro)<sup>1</sup>.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> RAL idêntico ao seleccionado para a membrana de poliuretano aplicada nos banzos laminados ensaiados à perfuração.



*Figura 6.91*: Aplicação da camada de desgaste no tabuleiro: (a) desgaste abrasivo mecânico da superfície,
(b) discos de lixa de grão 100/120, (c) aplicação de ligante primário epoxídico, (d) espalhamento de cargas de areia siliciosa e (e) aspecto final do pavimento após cura da membrana de poliuretano.

A finalização dos trabalhos de construção civil correspondeu à colocação das chapas metálicas de junta dos encontros e de transição entre os guarda-corpos da ponte e dos diques marginais (acrotérios), tal como se mostra nas Figuras 6.92 e 6.93, respectivamente.



Figura 6.92: Instalação das chapas gota de junta de transição: (a) encontro esquerdo e (b) encontro direito.

A instalação das chapas ocorreu em último lugar, somente depois da regularização final dos remates dos muros ala dos encontros (granito) e dos lintéis dos muros espelhos (betão), em conformidade com a cota de transição para os pavimentos acessíveis (calçada). Deste modo, procurou-se alcançar uma melhor harmonia entre o tabuleiro instalado, os elementos de transição ponte – acessos e as zonas adjacentes.

As chapas de junta estabelecidas nos acessos à ponte foram do tipo gota, com uma espessura de 5/7 mm, em aço S235-JR, pintadas à cor definida para a estrutura metálica do tabuleiro. As chapas foram solidarizadas ao betão dos lintéis dos muros espelho dos encontros através da aplicação de buchas químicas M8 (afastadas entre si de 25 cm). O comprimento das chapas correspondeu sensivelmente à dimensão livre entre faces internas dos muros ala dos encontros (*ca*. 2,6 m), tendo sido a largura variável em função da junta a vencer no respectivo encontro: fixo – 0,30 m e móvel – 0,45 m. As chapas assentaram directamente sobre o piso do tabuleiro, num comprimento mínimo de 10 cm, com a aresta em causa previamente boleada.



*Figura 6.93*: Instalação das chapas de remate dos acrotérios: (a) encontro direito, (b) pormenor de uma fixação e (c) vista frontal de um dos acrotérios do acesso da margem esquerda após a sua instalação.

As chapas de remate entre guardas serviram para constituir os acrotérios da ponte, também em aço S235-JR, pintados à mesma cor (RAL 8.004). Os acrotérios foram materializados por duas chapas (espessura de 10 mm) soldadas perpendicularmente entre si – uma frontal e outra lateral com uma inclinação coerente com o desenvolvimento da guarda. Este par de chapas foi soldado de topo a uma outra, com uma espessura de 16 mm, que serviu de base de assentamento do acrotério no coroamento dos muros de ala revestidos a granito. Para a fixação das chapas de base sobre os blocos de pedra, recorreuse a um par de buchas químicas M12 e a um par de chumbadouros M20 cl. 8.8, *vd*. Fig. 6.93 (b). Estes últimos foram selados com resina epoxídica, até 25 cm de profundidade no betão dos muros de ala dos

encontros. Quer os blocos de pedra quer o betão dos muros de ala foram previamente furados num diâmetro superior ao dos chumbadouros (\$\$\phi24\$). Por fim, os acrotérios foram ancorados no topo das chapas base, por aperto dos chumbadouros no sistema porca–anilha, permitindo, assim, a sua melhor fixação devido ao efeito de compressão instalado nos vários elementos envolvidos na ancoragem.

Procedeu-se ainda à reinstalação dos troços de guarda extraídos inicialmente do coroamento dos diques nas zonas de implantação. Na Figura 6.93 (c) é possível observar uma zona de transição entre um troço de guarda recolocado sobre o dique marginal e o acrotério adjacente. Faz-se notar que a colocação dos acrotérios à face de ambas as guardas de segurança (ponte e diques), segundo uma perpendicularidade de transição, compreendeu uma ligeira folga relativamente aos prumos de extremidade das guardas (3–5 cm), de modo a servir de junta de dilação sobretudo do guarda-corpos da ponte.

Após uma vistoria inicial à obra terminada, reviu-se a necessidade de se efectuarem mais alguns trabalhos complementares não previstos, *vd*. Figs. 6.94 e 6.95.



*Figura 6.94*: Junta tamponada, com produto de silicone, entre a longarina metálica e o painel compósito.



*Figura 6.95*: Aplicação de pingadeira de águas no banzo inferior do painel compósito.

Um dos trabalhos consistiu no tamponamento do remate compreendido entre as extremidades dos banzos das longarinas e o painel de GFRP, uma vez terem sido visíveis com alguma frequência juntas abertas, em profundidade, sem um preenchimento completo de adesivo. O refechamento foi efectuado em toda a linha de transição (aço – GFRP), através da aplicação de um produto de silicone, *cf.* Fig. 6.94. Deste modo, pretendeu-se assegurar uma maior durabilidade aos elementos estruturais, num local susceptível de progredirem, a médio prazo, ataques corrosivos relevantes por falta de protecção do aço nas faces superiores dos banzos dos perfis. O outro trabalho foi referente à execução de pingadeiras contínuas no tabuleiro para as águas pluviais, ao longo do banzo inferior dos painéis junto às suas duas extremidades. Estas foram formadas por um produto de silicone, idêntico ao aplicado nas juntas anteriores, criando sulcos longitudinais colados nos painéis, *cf.* Fig. 6.95.

A iluminação da ponte e dos acessos foi instalada de acordo com as especificações técnicas e a aparelhagem descritas no projecto da especialidade, *vd*. Figs. 6.96 e 6.97.





*Figura 6.96*: Fita LED e calha de apoio, embutidas no corrimão do guarda-corpos da ponte.

*Figura 6.97*: Linha guia de projectores de pavimento no acesso da margem direita da ponte.

Para a iluminação do tabuleiro foram instaladas fitas LED (IP66 24V DC), embutidas em calhas metálicas anodizadas, fixas no corrimão superior do guarda-corpos (inclinação para o interior), *cf*. Fig. 6.96. Deste modo, procurou-se que a luz incidisse directamente sobre o pavimento, tornando-se este auto-suficiente em servir uma iluminação completa ao tabuleiro em tons de "branco frio" (4,8 W/m). Nos acessos de ambas as margens foi instalada uma iluminação suplementar, recorrendo a projectores de pavimento enterrados nas calçadas (tipo "minas"). As unidades seleccionadas servem apenas como linha guia, suportando uma intensidade luminosa (3,0 W/un.) inferior à dos LED instalados na guarda da ponte, *cf*. Fig. 6.97.

# 6.5.2 ENSAIOS DE CARGA – RECEPÇÃO PROVISÓRIA

Findo o prazo da obra (30 de Julho de 2013), a ponte pedonal foi submetida a ensaios de carga estáticos, mediante a aplicação de cargas (i) uniformemente distribuídas e (ii) concentradas, *vd*. Figs. 6.98 (a) e (b).





Figura 6.98: Ensaios estáticos na ponte pedonal sob carregamento: (a) uniformemente distribuído e (b) concentrado.

No caso (i) carregamento distribuído, recorreu-se a um conjunto de 183 sacos de cimento (35 kgf / un.) dispostos por duas camadas em altura num tramo central do tabuleiro – ca. 60% do vão da ponte. Os sacos foram colocados sequencial e simetricamente em relação ao painel central do tabuleiro (painel nº "10", a meio vão), ao longo de 15 secções (7 + 1 + 7 *fiadas transversais*) – colocados segundo a dimensão maior do saco (0,50×0,35×0,12 m). Na direcção transversal do tabuleiro, foram colocados 8 ou 7 sacos por secção, consoante se tratasse da primeira ou da segunda camada de assentamento (total de 105 e 78 sacos, respectivamente). Nas últimas duas secções de extremidade não foram sobrepostos sacos em altura (segunda camada). O assentamento da primeira camada de sacos (105 un.)<sup>1</sup> representou uma ocupação praticamente completa do tabuleiro na sua largura bruta, tendo sido admitida uma superfície total de carregamento de 2,5×7,8 m<sup>2</sup>, por consequência dos ligeiros afastamentos entre sacos resultantes do processo de posicionamento e acomodação entre eles. Na Figura 6.99 mostra-se o aspecto deformado da ponte, após finalizadas as operações de colocação dos sacos – 6.405 kgf (total)<sup>2</sup>, que duraram cerca de 40 minutos.



*Figura 6.99*: Ensaio de carga estático da ponte pedonal, com 183 sacos de cimento (*ca.* 6,4 tonf), distribuídos simetricamente no tramo central (*ca.* 7,8 m), com sinalização a azul do painel "10" referente à secção de meio vão.

O valor total do carregamento, a sua forma de disposição e os meios utilizados foram em parte condicionados pelos recursos disponibilizados pelo empreiteiro na altura, enquadrando-se, no entanto, no efeito pretendido de um ensaio estático do género. A carga distribuída sobre a superfície solicitada (3,2 kN/m<sup>2</sup>) correspondeu aproximadamente a 55% (2,7 kN/m<sup>2</sup>) do valor regulamentar da sobrecarga pedonal [6.19], em termos de efeito global do tabuleiro em flexão. A esse efeito associou-se uma estimativa para o esforço de flexão em 20% do momento flector resistente elástico da viga mista ( $M_{el,Rd,eq}$  = 388–395 kN.m)<sup>3</sup>, *cf*. Tabela 6.13. A flecha máxima central foi estimada em cerca de 33 mm – *ca*. 1/400 do vão da ponte (13.300 mm). Na Figura. 6.100 pode observar-se a instrumentação utilizada neste ensaio de carga para medição e registo das deformações sofridas pelo tabuleiro (deslocamentos e extensões).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Segunda camada em altura (78 sacos) distribuída numa área de 2,1×6,5 m<sup>2</sup> (13 secções transversais por 6 alinhamentos longitudinais).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Estimativa total baseada no peso individual médio por saco de cimento (35 kgf).

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Consoante a hipótese assumida para o nível de interacção de corte no painel: parcial – completa, respectivamente.
Para a medição dos deslocamentos verticais da ponte, os banzos inferiores das longarinas foram instrumentados na secção de meio vão do tabuleiro, com recurso a deflectómetros de êmbolo da marca TML – um por cada perfil HEB ( $\delta_l$  –CDP25 e  $\delta_2$  – CDP50, cursos de 25 e 50 mm, respectivamente), *vd*. Fig. 6.100 (a). Na face inferior do painel central (n° "10") foram registadas as extensões longitudinais ( $\varepsilon_{L1}$ ) e transversais ( $\varepsilon_{T1} \in \varepsilon_{T2}$ ) por meio de extensometria de resistência TML<sup>1</sup>. Este conjunto de três extensómetros centrais foi alinhado na secção de simetria do painel relativa à direcção da pultrusão, sendo igualmente afastados entre si na largura transversal disponível no banzo inferior (entre bordos dos banzos dos perfis-H). Faz-se notar que as direcções indicadas correspondem às direcções principais que caracterizam a ortotropia do painel GFRP (contrárias aos eixos definidos para o tabuleiro da ponte). Um quarto extensómetro ( $\varepsilon_{L2}$ )<sup>2</sup> foi posicionado longitudinalmente num painel (nº "11") adjacente ao central. O registo dos deslocamentos e das extensões foi efectuado através de uma ponte portátil extensométrica, da marca TML e modelo TC-31K, com gravação e acessibilidade dos dados em memória interna, *vd*. Fig. 6.100 (b). Estes registos foram realizados em 6 instantes do processo de carregamento até ao seu terminus.



*Figura 6.100*: Instrumentação utilizada no ensaio estático de carga uniformemente distribuída:(a) deflectómetros e extensómetros, (b) ponte extensométrica e (c) miras de alvo topográficas.

Em complementaridade, os deslocamentos verticais das longarinas foram também registados com apoio topográfico (precisão  $\pm 1$  mm), na secção central do tabuleiro e, sensivelmente, a quartos do vão (distância de 3.100 mm da secção central). Os registos foram efectuados recorrendo a miras de alvo topográficas, posicionadas ao nível do perfil tubular inferior dos guarda-corpos, tanto do lado montante como jusante, *vd*. Fig. 6.100 (c). Para além da evolução das cotas medidas em 3 pontos fixos (por guarda-corpos), foram também registados os diferenciais planimétricos de forma a captar translações horizontais no tabuleiro (*inc.* desvios laterais). As medições topográficas foram realizadas nos últimos 4 instantes seleccionados no anterior registo extensométrico. Note-se que não foram medidas as temperaturas no decorrer do ensaio.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Extensómetros eléctricos da marca TML e modelo FLK-6-11-3L (resistência de 120  $\Omega$  e comprimento de grelha de 6 mm).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Extensómetro  $\varepsilon_{L2}$  danificado no decorrer do processo de registo (na 3ª leitura, a 20% do nível máximo de carga).

No diagrama da Figura 6.101 pode observar-se os registos efectuados para o deslocamento vertical das longarinas na secção de meio vão do tabuleiro ( $\delta_I \in \delta_2$ ), a par da correspondente evolução da flecha média ( $\delta_{n-i}$ , montante e jusante) obtida por via topográfica, em função do nível total de carga imposto (*F*).



Figura 6.101: Curvas Carga – Deslocamento,  $(F - \delta)$ , a meio vão do tabuleiro no ensaio de carga estático.

Na Tabela 6.42 encontram-se resumidos os resultados do ensaio de carga em termos dos valores máximos das flechas ( $\delta_{test}$ ) e das extensões ( $\varepsilon_{test}$ ), na secção de meio vão do tabuleiro, em que uma das últimas grandezas das deformações ( $\varepsilon_T$ , valor médio) permitiu obter a tensão axial transversal ( $\sigma_{test} = \varepsilon_{test} \cdot \hat{E}$ ) instalada no banzo inferior do painel compósito (segundo o eixo longitudinal do tabuleiro).

Tabela 6.42: Comparação entre resultados do ensaio de carga (ca. 6,4 tonf) e valores analíticos e numéricos.

<b>σ</b> <sub>test</sub> [MPa]	<b>E</b> <sub>test</sub> [%0]		δ <sub>test</sub> [mm]		<b>F</b> [kgf – kN]	δ <sub>an</sub> [mm]	δ <sub>num</sub> [mm]
$(\boldsymbol{\epsilon}_{T}.\boldsymbol{\hat{E}})^{(1)}$	$\epsilon_{T~(m\acute{e}dia)}~^{(2)}$	$\mathbf{\epsilon}_{\mathrm{L1}}$	topografia <sup>(3)</sup>	transdutor <sup>(4)</sup>	carga máxima	interacção <sup>(5)</sup>	Solução B
2,34	0,195	0,102	34,0	33,7	6.405 - 62,8	29,8 - 30,8	30,5

<sup>(1)</sup> Em que,  $\hat{E} = 12$  GPa, *cf*. Tabela 6.6.

 $^{(2)}$  Valor médio entre as extensões transversais  $\epsilon_{T1}\text{-}$   $\epsilon_{T2}\text{.}$ 

<sup>(3)</sup> Valor médio entre as flechas ao nível inferior dos guarda-corpos de montante e jusante (alvo de meio vão).

<sup>(4)</sup> Valor relativo ao deflectómetro de maior curso –  $\delta_2$  (CDP50).

<sup>(5)</sup> Interacção de corte no núcleo do painel: completa – parcial, cf. Tabela 6.11 (rigidez equivalente).

Na mesma Tabela 6.42, podem ser ainda comparados os correspondentes valores numéricos (Solução B, *cf.* §6.2.4.1) e analíticos das flechas máximas a meio vão (interacção de corte completa e parcial, *cf.* §6.3.3.3). Foi ainda determinada analiticamente a tensão máxima no banzo inferior do painel ( $\sigma_{g,máx}$ ), com base nas metodologias estudadas anteriormente (*cf.* §6.3.3.3), tendo em conta as estimativas dos esforços submetidos no tabuleiro devidos, exclusivamente, ao carregamento de ensaio ( $V_{test} \in M_{test}$ ).

As expressões de cálculo e respectivos valores analíticos encontram-se abaixo transcritos pelas Eqs. (6.60) a (6.62), de acordo com o modelo de viga mista ilustrado na Figura 6.102 (a) e assumindo as condições de carga do ensaio em causa ( $q_{test} = 4,0$  kN/m, a = 2,75 m e b = 7,80 m, por vigamento misto).



*Figura 6.102*: Modelo de carga da viga mista da ponte pedonal referente ao ensaio de carga (dimensões em *mm*): (a) uniformemente distribuída e (b) concentrada.

Esforço transverso máximo...... 
$$V_{test} = \frac{q_{test} \cdot b \cdot (2 \cdot a + b)}{2 \cdot L} = 15,6 \, kN$$
 (6.60)

Momento flector máximo ...... 
$$M_{test} = V_{test} \cdot \left(a + \frac{V_{test}}{2 \cdot q_{test}}\right) = 73,3 \, kN \, / \, m$$
 (6.61)

Flecha máxima (interacção completa e parcial)<sup>1</sup> ... 
$$\delta_{máx,an} = \frac{K_1}{(E.I)_{eq,c-p}} = \frac{29.8 \ mm}{30.8 \ mm} \frac{(completa)}{(parcial)}$$
 (6.63)

Tensão máxima no banzo inferior do painel<sup>2</sup>..... 
$$\sigma_{g,máx} = \frac{M_{test}}{(E.I)_{eq,c}} \cdot \left[ (H - h - Z_{LN,el,c}) \cdot \hat{E} \right] = 2,6 MPa$$
 (6.62)

Pelo conjunto de resultados acima reunidos, pode concluir-se acerca da validade das medições registadas no ensaio de carga, dada a elevada consistência entre os valores experimentais *in situ* e os avaliados analítica e numericamente. O tabuleiro da ponte apresentou, em carga máxima, um comportamento global substancialmente linear até um limite de flecha de *L*/391 (*ca.* 34 mm), podendo dever-se a ligeira inflexão verificada na zona central da curva do gráfico da Figura 6.101 a eventuais acomodações dos aparelhos de apoio, nomeadamente do apoio móvel. Neste ponto, vale a pena referir a semelhança entre os andamentos das curvas dos deslocamentos obtidos pelas duas vias (transdutores e alvos mira), associada a variações praticamente desprezáveis entre os respectivos pontos de registo (instantes similares).

<sup>1</sup> 
$$K_1 = q \cdot \left(\frac{a^3 \cdot b}{6} + \frac{a^2 \cdot b^2}{4} + \frac{5 \cdot a \cdot b^3}{48} + \frac{5 \cdot b^4}{384}\right) = 1304,8$$

<sup>2</sup> Rigidez equivalente em flexão da secção mista:  $(E.I)_{eq,c} = 44.820 \text{ kN.m}^2 \text{ e} (E.I)_{eq,p} = 43.433 \text{ kN.m}^2 (cf. Tabelas 6.10 e 6.11).$ 

Para o nível máximo de carga aplicada, é assinalável uma diferença de apenas 0,3 mm entre flechas (33,7 – 34,0 mm), *vd*. Tabela 6.42. Como expectável, as longarinas não denunciaram efeitos de torção, sob o carregamento distribuído no tabuleiro, atendendo à elevada proximidade entre as leituras dos deflectómetros de êmbolo (verificado até cerca de 50% de  $F_{máx}$ , devido ao fim de curso do transdutor  $\delta_l$ ). O mesmo pode ser concluído mediante a análise dos registos topográficos, quer pelo diferencial altimétrico (*cotas*), quer pelas variações planimétricas (*meridiano*) praticamente nulas entre alvos de montante e jusante (em três secções). Este conjunto de dados encontra-se reunido no Anexo E.4.1. Neste contexto, pode ainda referir-se que os diferenciais topográficos associados à *perpendicular* sugerem uma translação longitudinal máxima da ponte em cerca de 4 mm, embora o seu eixo principal não se encontre exactamente orientado a Norte.

Em relação às deformações, as extensões medidas no compósito na direcção longitudinal do painel  $(\varepsilon_{L1} = 0, 10\%)$  foram consistentes com as grandezas registadas nos ensaios em flexão do painel singular, quer de natureza estática quer à fluência, cf. §3.3.2.4 e §5.4.1.4, atendendo ao nível de carga aplicado neste ensaio<sup>1</sup>. Na direcção transversal, o par de extensões no eixo central do painel foi bastante concordante, apresentando um valor máximo da deformação  $\mathcal{E}_T = 0.20\%$  (valor médio). Com base no módulo de elasticidade à compressão transversal do painel ( $\hat{E} = 12$  GPa) obtém-se um valor máximo para a tensão axial na direcção de transversal de 2,34 MPa. Pode verificar-se uma diferença de 10% face à tensão avaliada analiticamente - Eq. (6.62). Note-se que esta tensão foi aferida assumindo interacção de corte completa no painel (distribuição linear das extensões na altura da secção), uma vez que o modelo elástico utilzado para análise da secção mista, com interacção de corte parcial [6.27], apenas permite conhecer os valores máximos nas fibras extremas da secção. Embora seja relativamente reduzida, aquela diferença pode ser devida, precisamente, ao facto de não ter sido considerado o grau de interacção entre banzos do núcleo do painel, além do efeito menor por shear lag numa zona interna do painel afastada dos eixos de apoio nos perfis-H. Importa notar que o valor mais condicionante (interacção completa) para a tensão máxima no banzo superior do painel pode ser estimado em 4,2 MPa - cerca de 50% do nível avaliado em regime elástico nos ELU, sendo este próximo da tensão de cálculo resistente (10 MPa), cf. Tabela 6.13.

A conclusão anterior sobre o nível de tensões instaladas no painel, pode ser também retirada em termos da flecha máxima nas longarinas, segundo a mesma ordem comparativa (diferença de 11%, para  $\delta_{test} = 33,7$  mm e  $\delta_{máx,an,c} = 29,8$  mm), *cf*. Tabela 6.42 e Eq. (6.62). No entanto, atendendo à flecha calculada para interacção de corte parcial ( $\delta_{máx,an,p} = 30,8$  mm), aquela diferença reduz-se para 8%, o que sugere uma maior flexibilidade no núcleo do painel comparativamente à avaliada pelo método elástico de vigas compostas de madeira, *i.e.*, grau de interacção sobrestimado por aplicação Eq. (6.21).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Máximo local de 2,75 kN/m<sup>2</sup> no tramo interno do painel central nº "10" (*ca.* 1,0 m<sup>2</sup> – superfície interior entre apoios de viga).

Em termos numéricos, a correspondente variação da flecha é concordante com as diferenças (desprezáveis) avaliadas na análise elástica da secção mista, reforçando a conclusão anterior sobre uma maior flexibilidade do núcleo da laje compósita submetida a um cenário de carga real. No cômputo geral, os resultados do ensaio são consistentes com os determinados das análises elásticas e verificações da segurança efectuadas anteriormente para a viga mista do tabuleiro \$6.3.3, em paralelo com os obtidos das simulações numéricas realizadas. Os resultados do presente ensaio de carga permitem validar com bastante razoabilidade os modelos de análise aplicados no dimensionamento aos ELS e ELU da ponte pedonal, embora sugiram uma contribuição do painel menor que a admitida na análise do comportamento de viga mista.

Conforme referido no início deste ponto – §6.5.2, para o caso (ii) carregamento concentrado, foram posicionados dois veículos ligeiros (*ca.* 1,5 tonf / veículo) sobre o tabuleiro da ponte, de forma simétrica em relação ao seu vão, *vd.* Fig. 6.103. Os veículos foram também centrados na largura do tabuleiro que, dada as suas distâncias entre eixos (*ca.* 1,50 m), correspondeu a um posicionamento alinhado com as longarinas. Apenas uma distância livre de cerca de 7,5 cm separou os veículos do topo superior dos corrimãos dos guarda-corpos.



Figura 6.103: Ensaio de carga estático, com de 2 veículos ligeiros posicionados sobre o tabuleiro (ca. 3,0 tonf).

Com este ensaio pretendeu-se uma avaliação qualitativa do comportamento global da ponte, mas sobretudo do efeito local das cargas concentradas no painel compósito de GFRP. Tendo em conta uma distribuição equitativa do peso dos veículos pelos *rodados*, numa superfície quadrada média de 225×225 mm<sup>2</sup>, pode ser estimada uma tensão de compressão transversal no painel de 73 kPa. Este nível de tensão é bastante reduzido quando comparado com o valor da tensão última avaliada experimentalmente em provetes ( $\sigma_{cu,V} = 61$  MPa, ensaio CV.#, *cf*. Tabela 6.6). Note-se que esta comparação é razoável de ser efectuada atendendo ao facto dos *rodados* dos veículos assentarem em superfícies do painel GFRP directamente apoiadas num "meio rígido" (perfis-H) próximo do envolvido nos ensaios à escala menor. Se for admitida a acção "acidental"<sup>1</sup> mencionada no *§6.2.3.3 (veículo ligeiro de serviço de emergência)*, facilmente se constatam níveis de tensão igualmente insignificantes para a resistência da estrutura celular do painel submetida a cargas perpendiculares ao seu plano.

Em termos do comportamento global, não foi perceptível qualquer deformação assinalável no tabuleiro devido à presença dos dois veículos. Assumindo o modelo de carga representado na Figura 6.102 (b), pode estimar-se uma flecha máxima a meio vão de cerca de 3 mm (para  $Q_{test} = 7,4$  kN / eixo). Considerando as cargas locais superiores do *veiculo de serviço de emergência* ( $Q_{ser} = 49$  kN / eixo), obtém-se uma relação do deslocamento próxima de *L*/1.000, para a posição mais desfavorável do veículo no vão da ponte, *cf*. Fig. 102 (b). Neste último caso, tem-se um momento actuante de cerca de 1/3 do momento resistente elástico da secção mista equivalente ( $M_{el,Rd,eq} = 388$  kN.m, para interacção de corte parcial no painel, *cf*. Tabela 6.13).

O auto de recepção provisória ocorreu na semana seguinte (8 de Agosto de 2013), tendo sido verificados todos os trabalhos da empreitada, em cumprimento das obrigações contratuais e legais da obra.

#### 6.5.3 ABERTURA AO PÚBLICO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA

A ponte pedonal foi aberta ao público logo a seguir à sua inauguração oficial, *vd*. Figs. 6.104 e 6.105. O acto ocorreu no dia 4 de Setembro de 2013. A cerimónia decorreu durante o período festivo da Feira de S. Mateus, na presença de entidades locais e nacionais, nomeadamente o Presidente e Vice-Presidente da Câmara Municipal de Viseu, *vd*. Fig. 6.106.





Figura 6.104: Descerramento das placas no acto inaugural.

Figura 6.105: Placas inaugurais da obra.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Acção "acidental" no cenário de presença de *veículo ligeiro de emergência* sobre a ponte, segundo um modelo de carga para veículo (tara máx. de 10 tonf) de 2 eixos rodados simétricos, afastados entre si de 3,0 m, numa faixa de 1,5 m de largura.

Findo o acto inaugural, a abertura ao público resultou na passagem simultânea de um conjunto considerável de pessoas (*ca.* 0,5–0,8 P/m<sup>2</sup>), *vd.* Fig. 6.107. Esta situação de atravessamento pedonal não provocou qualquer efeito dinâmico relevante no tabuleiro, pelo menos em termos de percepção humana, tendo sido porventura o caso de tráfego mais condicionante ocorrido até à data.





Figura 6.106: Discursos protocolares do acto inaugural. Figura 6.107: Abertura oficial da ponte ao público.

Até ao momento, decorridos 14 meses desde a sua inauguração, a ponte encontra-se ao serviço sem quaisquer tipos de anomalias ou danos a registar, por causa diversa ou vandalismo deliberado. A iluminação pública mantém-se operacional desde o início, sendo as luminárias activadas durante um dado período nocturno (pré-programado).

De seguida, nas Figuras 6.108 a 6.117 mostram-se uma série de vistas diurnas e nocturnas da ponte, sobretudo em termos do seu enquadramento geral na envolvente.



Figura 6.108: Vista lateral da ponte pedonal ao anoitecer (de montante para jusante).



*Figura 6.109*: Vista geral da ponte pedonal, do lado do espelho de água (recinto da Feira de S. Mateus) para o centro histórico de Viseu (Sé).



Figura 6.110: Vista geral da ponte pedonal, sobre o edifício do Orfeão de Viseu.



Figura 6.111: Vista lateral da ponte pedonal, de montante para jusante (Rua Ponte de Pau).



Figura 6.112: Vista lateral superior da ponte pedonal, de jusante para montante (Av. Emídio Navarro).



Figura 6.113: Vista frontal da ponte pedonal, da margem esquerda para a margem direita.



Figura 6.114: Vista frontal da ponte pedonal, da margem direita para a margem esquerda.



Figura 6.115: Vista inferior da ponte pedonal, do encontro esquerdo para o encontro direito.



*Figura 6.116*: Vista geral da ponte pedonal, do recinto da Feira de S. Mateus para a Rua Serpa Pinto e centro histórico de Viseu.



Figura 6.117: Vista nocturna sobre a ponte pedonal, do acesso da margem direita para a margem esquerda.

## 6.6 CONCLUSÕES

Este último capítulo focou o estudo, a concepção e a obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita*, *S. Mateus – Viseu*, que foi levado a cabo no âmbito das investigações realizadas durante esta tese. Inicialmente, foram analisados os condicionamentos gerais da obra. Estes não foram decisivos na sua implantação, tendo-se optado pela localização mais vantajosa para o atravessamento do rio Pavia. Porém, refira-se que o comprimento da obra foi condicionado pelo material compósito disponível. É de assinalar a forma do tabuleiro em arco que, para além da ordem estética desejada, permitiu reduzir a interferência com a cota máxima de cheia do rio. O tabuleiro assenta nos muros marginais a uma cota próxima do nível dos coroamentos dos diques existentes, o que permitiu assegurar à ponte condições de acessibilidade. Foi dada uma especial atenção à simplicidade do processo construtivo da ponte, muito em parte associada à leveza da laje compósita do tabuleiro (25% do peso total). Foi também considerada a sua integração paisagística no meio que se reflecte na forma "acostelada" dos guarda-corpos que envolvem o tabuleiro. Neste contexto, também a opção por uma tonalidade avermelhada em todo o conjunto metálico da estrutura da ponte pretende desmarcá-la do restante meio e envolvente urbanizada.

Seguidamente, foram descritos os elementos de base considerados no contexto do projecto de execução da obra, tais como: regulamentação, materiais, quantificação das acções e definição dos critérios de verificação da segurança. Uma vez ter-se tratado de um projecto com apoio experimental, foram também compilados os resultados dos ensaios realizados no âmbito de investigação da tese, tendo-se estes centrado no comportamento do painel no seu plano transversal e nas respectivas propriedades médias assumidas na análise e no dimensionamento da viga mista do tabuleiro. Foram descritos ainda os modelos numéricos realizados para simulação do comportamento estático e dinâmico do tabuleiro da ponte (em regime elástico linear). Uma parte do capítulo foi dedicada à análise estática do tabuleiro, que conduziu a uma primeira solução e à verificação da segurança dos seus principiais componentes, tendo por base os requisitos de comportamento estabelecidos especificamente para a ponte pedonal de natureza compósita. Em termos de deformabilidade, constatou-se a existência de um certo vazio normativo e regulamentar acerca da definição de limites para estruturas mistas deste tipo (inerente à ortotropia material e estrutural).

Ao nível do painel compósito, foram claramente verificados os critérios de segurança nos ELS e ELU, em virtude da ordem relativamente reduzida do vão transversal (interno e consola) estabelecido para a secção mista do tabuleiro. O pré-dimensionamento do vigamento metálico de suporte dos painéis foi condicionado pela variação da flecha devido às acções variáveis, sendo suficiente a utilização de dois perfis HEB 260 travados lateralmente em quatro secções (apoios e vão). Ao nível da viga mista, foram admitidos dois níveis de acção compósita na secção: (i) interface material aço – GFRP e (ii) núcleo celular do painel entre banzos. Em ambos os casos foi aplicado o método de análise elástica de secções de vigas compostas, previsto no Eurocódigo para *Projecto de Estruturas de Madeira*.

No primeiro caso (i), foi verificado um grau de acção compósita praticamente completo nas três tipologias de conexão analisadas, aplicando parâmetros de rigidez avaliados experimentalmente e indicados pelos fabricantes dos materiais de ligação. Nas conexões adesivas, foram igualmente avaliados interacções completas independentemente do tipo de adesivo (epoxídico e poliuretano), até espessuras de 10 mm na camada de interface.

No segundo caso (ii), foi quantificado um grau de interacção de corte relativamente elevado ( $\gamma = 88\%$ ), contrário ao reduzido nível avaliado em provetes do painel sob corte no seu plano. Tal facto, deveu-se sobretudo à influência do comprimento do vão da ponte na formulação de viga mista aplicada, cujo efeito por esforço rasante entre banzos revelou ser pouco significativo naquela ordem do vão. Nesse sentido, as duas análises elásticas da secção homogeneizada, com interacção de corte completa e parcial, conduziram a resultados semelhantes (diferenças médias de 12%, consistentes com o grau )). Na situação mais condicionante de interacção parcial na secção, foi possível quantificar um acréscimo de rigidez de 8-9% nas soluções mistas analisadas devido à participação da laje compósita, o que representou reduções da deformabilidade da mesma ordem de grandeza face à solução constituída apenas pelas vigas metálicas. No âmbito da verificação da segurança aos ELU, a contribuição do painel GFRP para a resistência da secção mista foi ainda mais reduzida – 3% (face à deformação nos ELS). Embora este aspecto se tenha traduzido em ganhos relativos reduzidos em termos de resistência elástica da secção mista à flexão, o nível de segurança ao momento flector foi bastante considerável (ca. 1,7 em relações  $R_d/S_d$ ). No entanto, as tensões máximas avaliadas no banzo do painel apontaram para uma proximidade dos valores de cálculo estimados para a resistência do painel à compressão no seu plano (10 MPa), sugerindo neste ponto uma possível não verificação da segurança do tabuleiro da ponte na solução mais esbelta (perfil HEB 260). O faseamento construtivo considerado para a ponte foi favorável na verificação dos critérios de segurança, quer pela deformabilidade global no tabuleiro quer pelas tensões no painel. Em relação à resistência última da secção, verificou-se que, para a ordem do vão em causa, o modo de rotura é condicionado pela força de compressão no banzo superior do painel, não sendo optimizadas as propriedades da secção mista. Tal facto resultou das extensões pouco significativas impostas no painel compósito, não se tirando partido da sua capacidade *pseudo*-dúctil na rotura ao corte, nem do perfil de aço que não chega a plastificar.

A análise estática efectuada para o tabuleiro mostrou que a interacção de corte assumida por flexibilidade do núcleo do painel teve um significado pouco relevante no dimensionamento aos ELS e ELU, atendendo ao vão da ponte projectada, comparativamente ao resultante sem considerar esse efeito. Essa diferença foi ainda menor quando admitida uma solução estrutural da ponte mais robusta (perfil-H de ordem superior). Não obstante, a contribuição da rigidez do painel de laje mostrou ter uma influência não desprezável na deformabilidade da viga mista, tendo sido porém o aumento de inércia do perfil de aço mais importante na verificação da segurança aos ELS de vibração. Em relação ao último contributo, revelou-se fundamental a solução menos esbelta, recorrendo ao perfil HEB 280, para um cumprimento aceitável dos níveis de conforto humano às vibrações do tabuleiro – conforme análise dinâmica apresentada na parte seguinte do capítulo. Numa primeira fase, procedeu-se à caracterização e modelação matemática das acções pedonais com maior importância no contexto da ponte pedonal, designadamente no que concerne aos modelos de carga para peão individual e fluxos de peões. Posteriormente, efectuou-se um levantamento regulamentar e um não normativo sobre as meto-dologias de avaliação dinâmica da ponte em fase de projecto, tendo-se dado um especial destaque à caracterização do amortecimento e aos critérios de verificação da segurança – *banda de frequências de risco* e de conforto humano em condições de serviço – *aceleração limite*. Deste estudo percebeu-se a grande variabilidade das recomendações existentes sobre o tema, sobressaindo algum consenso em torno da gama a evitar para a frequência fundamental na direcção vertical (0–5 Hz) e do intervalo aceitável para a aceleração foi verificada de forma *indirecta* com base nas acelerações máximas avaliadas numérica e analiticamente para dois *Casos de Projecto* predefinidos, inerentes às condições de utilização ou de tráfego previstas para a ponte pedonal: (i) uso corrente e (ii) uso não corrente.

No primeiro caso (i), os modelos numéricos indicaram efeitos bastante desfavoráveis à vibração na solução mais esbelta do tabuleiro para cenários de carga de reduzida densidade pedonal. Com o aumento de rigidez da secção mista, registou-se uma forte redução da susceptibilidade às vibrações, devido à acção quer de um peão (*andar lento*) quer de um grupo de três peões, sobretudo nos modos sincronizados. As verificações de cálculo analítico indicaram picos de aceleração máxima mais gravosos, limitando o conforto da ponte a um nível "médio" ou mesmo "mínimo" num cenário de tráfego corrente. Tal facto está associado a expressões que, embora de aplicação simplificada, foram calibradas tendo em conta apenas o 1º harmónico em ressonância da acção de um só peão. A consideração implícita do 2º harmónico nalguns modelos conduziu a valores aceitáveis para a aceleração máxima devida à acção pedonal individual.

Para o segundo caso (ii), o efeito do 2º harmónico de fluxos de peões revelou ser importante na resposta do tabuleiro às vibrações, tendo em conta um limite inferior para a frequência da ponte de cerca de 4 Hz. Esta foi reduzida de forma a considerar a influência da massa dos peões, até uma ordem correspondente a 30% de aumento em relação à massa do tabuleiro em vazio. Nesta situação, as acelerações máximas foram obtidas analítica e numericamente assumido resposta do tabuleiro em ressonância, cumprindo-se somente um nível de conforto mínimo "excepcional" para amortecimentos de 3%. Conclui-se que os mais recentes modelos de carga recomendados para fluxos de peões são bastante penalizadores na verificação dos níveis de conforto humano em estruturas leves e com as características da ponte em análise. Tal facto pode estar associado a uma elevada sincronização assumida num tabuleiro de vão curto, a par da hipótese de cenários de fluxo pedonal muito pouco prováveis ou irrealistas de ocorrerem numa ponte pedonal do género.

Numa análise por espectro da resposta, obtiveram-se níveis de aceleração menos gravosos que os obtidos através dos modelos utilizados, atendendo aos limites de conforto definidos para fluxos de peões. Apesar do incumprimento destes últimos limites para fluxos de densidade pedonal superior a 0,5 P/m<sup>2</sup>, julgou-se suficiente a transição efectuada entre as duas soluções analisadas para o tabuleiro da ponte, em que a sua leveza apontou para a susceptibilidade de serem exibidos níveis de vibração elevados na solução mais esbelta para cenários de carga individuais ou de pequeno grupo (*inc*. efeito de sincronismo). Tendo em conta os resultados da análise no caso de fluxos densos, optou-se por recomendar ao Dono de Obra algumas medidas de controlo<sup>1</sup> a adoptar no acesso à ponte durante a ocorrência de eventos festivos no parque da Feira, de forma a minimizar aglomerações expressivas de pessoas que podem atravessá-la em simultâneo.

Por último, foram descritas as principais fases de construção da obra da *Ponte Pedonal Compósita*, cujos trabalhos foram executados durante o prazo previsto e de acordo com o projecto de execução, salvo pequenas alterações assinaladas (subida de guarda-corpos em 10 cm e ligeira adaptação da geometria e condições de implantação da viga de estribo do encontro da margem esquerda). Os resultados dos ensaios de carga estáticos indicaram uma boa concordância com os avaliados com base nos modelos analíticos e numéricos aplicados no estudo e na verificação da segurança aos ELS e ELU do tabuleiro. A menor razoabilidade dos resultados apontam para uma contribuição do painel menor que a admitida na análise efectuada para o comportamento de viga mista, *i.e.*, uma maior flexibilidade do seu núcleo celular correspondendo a um grau de interacção de corte na secção menor que o estimado analiticamente (< 88%).

O trabalho da presente tese termina com uma reportagem de imagem do aspecto final da obra, incluindo uma referência ao dia da sua abertura ao público. Em termos de percepção humana, não foram sensíveis efeitos dinâmicos de assinalar na ponte, por atravessamento de um número considerável e simultâneo de pessoas após o seu acto inaugural (0,5–0,8 P/m<sup>2</sup>). Este cenário deve ter constituído, provavelmente, o caso de tráfego mais condicionante ocorrido até à data, mantendo-se actualmente a *Ponte Pedonal Compósita* em condições normais de serviço no parque da Feira de S. Mateus em Viseu, *vd*. Fig. 118.



Figura 6.118: Vista da Ponte Pedonal Compósita sobre o parque da Feira de S. Mateus - Viseu.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Medidas: (i) vedação dos acessos da ponte pedonal durante o período dos eventos festivos e (ii) evitar a instalação de módulos de controlo de entrada / saída nas imediações dos acessos da ponte que possam gerar concentrações de pessoas sobre o tabuleiro.

# 6.7 REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [6.1] Sá MF (2013); "Projecto de Execução Construção de ponte pedonal híbrida compósita, Parque da Feira de S. Mateus Viseu". Viseu Novo, Sociedade de Reabilitação Urbana (SRU), Viseu
- [6.2] NPK Arquitectos Paisagistas, L<sup>da</sup> (2004); "Projecto de Execução Construção do parque linear do rio Pavia. TOMO III: Obras hidráulicas e águas lúdicas". *ViseuPolis, SA*, Câmara Municipal Viseu.
- [6.3] Quintela AC (2007); "Hidráulica". 10<sup>a</sup> Ed., Fundação Calouste Gulbenkian, Lisboa.
- [6.4] Sá MF (2007); "Comportamento mecânico e estrutural de FRP. Elementos pultrudidos de GFRP". *Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas*, IST, Lisboa.
- [6.5] Keller T (2003); "Use of fibre reinforced polymers in bridge construction". In *Structural Engineering Documents*, 7, IABSE, Zurich.
- [6.6] Keller T (2004); "Fiber-reinforced polymer bridge decks Status report and future prospects". Bridge Design & Engineering (website: <u>www.cobrae.org</u>).
- [6.7] Bakis CE, Bank LC, Brown V, Cosenza E, Davalos JF, Lesko JJ, Rizkalla S, Triantafillou T (2002); "Fiber reinforced polymer composites for construction: state-of-the-art review". *Journal* of Composites for Construction, 6(2):73–87.
- [6.8] Bank LC (2006); "Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials". John Wiley & Sons, Hoboken, New Jersey.
- [6.9] Knippers J, Gabler M (2007); "New design concepts for advanced composite bridges The Friedberg Bridge in Germany". *Reports*, IABSE, 92:332–333.
- [6.10] RSA (1983); "Regulamento de Segurança e Acções para Estruturas de Edifícios e Pontes". Decreto-Lei n.º 235/83, de 31 de Maio, *Porto Editora*.
- [6.11] REBAP (1986); "Regulamento de Estruturas de Betão Armado e Pré-Esforçado". Decreto-Lei nº. 349-C/83, de 30 Julho, *Porto Editora*.
- [6.12] NP EN 206-1 (2007); "Betão Parte 1: Especificação, desempenho, produção e conformidade". Instituto Português da Qualidade (IPQ), Caparica.
- [6.13] NP EN 1990 (2009); "Eurocódigo 0: Base para o projecto de estruturas". Instituto Português da Qualidade (IPQ), Caparica.
- [6.14] EN 1990-A2 (2005); "Eurocode 0: Basis of structural design Annex A2: Applications for bridges" (Normative). *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.15] NP EN 1991-1-1 (2009); "Eurocódigo 1: Acções em estruturas Parte 1-1: Acções gerais, pesos volúmicos, pesos próprios, sobrecargas em edifícios". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.

- [6.16] NP EN 1991-1-3 (2009); "Eurocódigo 1: Acções em estruturas Parte 1-3: Acções gerais, acções da neve". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.17] NP EN 1991-1-4 (2010); "Eurocódigo 1: Acções em estruturas Parte 1-4: Acções gerais, acções do vento". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.18] NP EN 1991-1-5 (2009); "Eurocódigo 1: Acções em estruturas Parte 1-5: Acções gerais, acções térmicas". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.19] EN 1991-2 (2003); "Eurocode 1: Actions on structures Part 2: Traffic loads on bridges". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.20] NP EN 1992-1-1 (2010); "Eurocódigo 2: Projecto de estruturas de betão Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.21] EN 1992-2 (2005); "Eurocode 2: Design of concrete structures Part 2: Concrete bridges design and detailing rules". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.22] NP EN 1993-1-1 (2010); "Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.23] EN 1993-2 (2006); "Eurocode 3: Design of steel structures Part 2: Steel bridges". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.24] NP EN 1993-1-8 (2010); "Eurocódigo 3: Projecto de estruturas de aço Parte 1-8: Projecto de ligações". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.25] EN 1994-1-1 (2004); "Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures Part 1-1: General rules and rules for buildings". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.26] EN 1994-2 (2005); "Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures Part 2: General rules and rules for bridges". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.27] EN 1995-1-1 (2002); "Eurocode 5: Design of timber structures Part 1-1: General rules and rules for buildings". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.28] EN 1995-2 (2003); "Eurocode 5: Design of timber structures Part 2: Bridges". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.29] NP EN 1998-1 (2010); "Eurocódigo 8: Projecto de estruturas para resistência aos sismos Parte
  1: Regras gerais, acções sísmicas e regras para edifícios". *Instituto Português da Qualidade* (IPQ), Caparica.
- [6.30] SIA 160 (1989); "Effects of loads on structures". Swiss National Standards.
- [6.31] BS 5400-2 (2006); "Steel, concrete and composite bridges Part 2: Specification for loads Annex C – Vibration serviceability requirements for footbridges and cycle track bridge". *British Standards Institute*, London.

- [6.32] National Research Council of Italy (2008); "Guide for the design and construction of structures made of FRP pultruded elements". Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction, CNR: Roma.
- [6.33] AASHTO (1997); "Guide specifications for design of pedestrian bridges". *American Association of State Highway and Transportation Officials*.
- [6.34] EN 13706 (2002); "Reinforced plastics composites Specifications for pultruded profiles. Part 1: Designations; Part 2: Methods of Test and General Requirements; Part 3: Specific Requirements". *Comité Européen de Normalisation* (CEN), Brussels.
- [6.35] Fiberline Composites (2003). "Fiberline Design Manual", Kolding.
- [6.36] Clarke JL, *ed.* (1996). "Structural Design of Polymer Composite". EuroComp, Design Code and Handbook. *The European Structural Polymeric Composites Group*. London: *E & FN Spon, Inc.*
- [6.37] Valarinho L, Correia JR, Branco FA (2013); "Experimental study on the flexural behaviour of multi-span transparent glass–GFRP composite beams". *Construction and Building Materials*, 49:1041–1053.
- [6.38] SIKA Portugal, SA Ficha de produto (2007); "SikaDur<sup>®</sup> 31-CF". Nº ID: 5.39, versão nº 2.
- [6.39] Gurtler H (2004); "Composite action of FRP bridge decks adhesively bonded to steel main girders". *Doctoral Thesis in Civil Engineering*, EPFL-CCLab, N° 3135.
- [6.40] HILTI (2009); "Direct fastening Technology manual" (*website: www.hilti.com*).
- [6.41] SAP2000 version 14.0.0 (2009). User's manual, Computers & Structures, Inc, Berkeley.
- [6.42] Demitz J, Mertz D, Gillespie J (2003); "Deflection Requirements for Bridges Constructed with Advanced Composite Materials". *Journal of Bridge Engineering*, 8(2):73–83.
- [6.43] Zivanovic S, Pavic A, Reynolds P (2005); "Vibration serviceability of footbridges under human induced excitation: A literature review". *Journal of Sound and Vibration*, 279(1–2):1–74.
- [6.44] Guia da Acessibilidade e Mobilidade para Todos (2006); "Apontamentos para uma melhor interpretação do Decreto-Lei n.º 163/2006 de 8 de Agosto". *Inova*, Porto.
- [6.45] Timoshenko SP, Gere JM (1963); "Theory of Elastic Stability". New York: McGraw-Hill, Inc.
- [6.46] SÉTRA Service d'Études Techniques des Routes et Autoroutes (2006); "Footbridges Assessment of vibrational behaviour of footbridges under pedestrian loading". *Technical guide*.
- [6.47] SYNPEX European Project (2007); "Advanced load models for synchronous pedestrian excitation and optimised design guidelines for steel footbridges". Project RFS-CR 03019, Final Report, *Research Fund for Coal and Steel* (RFCS).
- [6.48] HIVOSS Human Induced Vibration of Steel Structures (2008); "Vibrações em pontes pedonais". Documento base, Setembro.

- [6.49] Davalos JF, Chen A, Zou B (2012); "Performance of a scaled FRP deck-on-steel girder bridge model with partial degree of composite action". *Engineering Structures*, 40:51–63.
- [6.50] Keller T, Gurtler H (2006); "Design of hybrid bridge girders with adhesively bonded and compositely acting FRP deck". *Composite Structures*, 74:202–212.
- [6.51] Calado L, Santos J (2010); "Estruturas Mistas de Aço e Betão". IST Press.
- **[6.52]** Keller T, Gurtler H (2005); "Quasi-static and fatigue performance of a cellular FRP bridge deck adhesively bonded to steel girders". *Composite Structures*, 70:484–496.
- [6.53] Zou B, Chen A, Davalos JF, Salim HA (2011); "Evaluation of effective flange width by shear lag model for orthotropic FRP bridge decks". *Composite Structures*, 93:474–482.
- [6.54] Keelor DC, Luo Y, Earls CJ, Yulismana W (2004); "Service load effective compression flange width in fiber reinforced polymer deck systems acting compositely with steel stringers". *Journal of Composites Construction*, 8(4):289–297.
- [6.55] Keller T, Gurtler H (2006); "In-plane compression and shear performance of FRP bridge decks acting as top chord of bridge girders". *Composite Structures*, 72:151–162.
- [6.56] Knippers J, Pelke E, Gabler M, Berger D (2010); "Bridges with glass fibre-reinforced polymer decks: the road bridge in Friedberg Germany". *Structural Engineering International*, 20(4):400–404.
- [6.57] Correia JPRR (2008); "GFRP pultruded profiles in civil engineering: hybrid solutions, bonded connections and fire behaviour". *Tese de Doutoramento em Engenharia Civil*, IST, Lisboa.
- [6.58] Keller T, Vallée T (2005); "Adhesively bonded lap joints from pultruded GFRP profiles. Part II: Joint strength prediction". *Composites Part B: Engineering*, 36(4):341–350.
- **[6.59]** Keller T, Schollmayer M (2006); "In-plane tensile performance of a cellular FRP bridge deck acting as top chord of continuous bridge girders". *Composite Structures*, 72(1):130–140.
- [6.60] Keller T, Schollmayer M (2009); "Through-thickness performance of adhesive joints between FRP bridge decks and steel girders". *Composite Structures*, 87(3):232–241.
- [6.61] Chagas A (2007); "Análise dinâmica de pontes pedonais. Caso de estudo: Calatrava Travessia Gare do Oriente, C.C. Vasco da Gama". Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil, IST, Lisboa.
- [6.62] Bachmann H, Amman W (1987); "Vibrations in structures induced by man and machines". In *Structural Engineering Documents*, 3, IABSE, Zurich.
- [6.63] Roos I (2009); "Human induced vibrations on footbridges. Application and comparison of pedestrian load models". *MSc Thesis in Civil Engineering*, Delft University of Technology, Delft.
- [6.64] Cunha A, Caetano E, Moutinho C, Magalhães F (2008); "The role of dynamic testing in design, construction and long term monitoring of lively footbridges". In *Proceedings Footbridge 2008* 3<sup>rd</sup> International Conference, Porto.

- [6.65] Ingolfsson ET, Georgakis CT, Jonsson J (2012); "Pedestrian-induced lateral vibrations of footbridges: A literature review". *Engineering Structures*, 45:21–52.
- [6.66] Bachmann H (1992); "Case studies of structures with man-induced vibrations". *Journal of Structural Engineering*, 118(3):631–647.
- [6.67] Debona GL, Zúñiga JEV, Silvac JGS (2010); "Análise de conforto humano sobre modelos estruturais de passarelas mistas (aço-concreto)". Asociación Argentina de Mecánica Computacional, XXIX:7273–7286. (website: www.amcaonline.org.ar).
- [6.68] Alves R (2008); "Comportamento dinâmico de pontes sob a acção pedonal". *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil*, FEUP, Porto.
- [6.69] Young P (2001); "Improved floor vibration prediction methodologies". In ARUP *Vibration Seminar*. (ARUP Partnership. *website*: <u>www.arup.com</u>).
- [6.70] Kerr S, Bishop N (2001); "Human induced loading on flexible staircases". *Engineering Structures*, 23:37–45.
- [6.71] ISO 10137 (2007); "Bases for design of structures Serviceability of buildings and walkways against vibrations". *International Organization for Standardization* (ISO), Genève.
- [6.72] NA BS EN 1991-2:2003 (2008); "UK National Annex to Eurocode 1: Actions on structures Part 2: Traffic loads on bridges". *British Standards Institute*, London.
- [6.73] Barker C, Mackenzie D (2008); "Calibration of the UK National Annex". In Proceedings Footbridge 2008 – 3<sup>rd</sup> International Conference, Porto.
- [6.74] Matsumoto Y, Nishioka T, Shiojiri H, Matsuzaki K (1978); "Dynamics design of footbridges". IABSE *Proceedings*, P-17/78:1–15.
- [6.75] Caetano E (2005); "A experiência do VIBEST no estudo do comportamento dinâmico de pontes pedonais – Parte II: Exemplos de aplicação". In V Congresso CMM – Construção Metálica e Mista, Lisboa.
- [6.76] Nimmen KV, Broeck PV, Gezels B, Roeck G (2010); "Vibration serviceability of footbridges: a comparative study of 3 design methodologies". In *Proceedings of ISMA2010 – International Conference on Noise and Vibration Engineering*, Leuven.
- [6.77] Nimmen KV, Lombaert G, Roeck G, Broeck PV (2014); "Vibration serviceability of footbridges: Evaluation of the current codes of practice". *Engineering Structures*, 59:448–461.
- [6.78] Abreu B (2008); "Estudo do comportamento dinâmico de pontes pedonais". *Dissertação de Mestrado em Engenharia Civil*, FEUP, Porto.
- [6.79] Chopra AK (2007); "Dynamics of structures Theory and applications to earthquake engineering". New Jersey: *Pearson-Prentice Hall, Inc.*

- [6.80] CEB Bulletin d'Information N° 209 (1991); "Vibration problems in structures Practical Guidelines". *Comité Euro-International du Béton*, Vienne.
- **[6.81]** Chiewanichakorn M, Aref AJ, Alampalli S (2007). "Dynamic and fatigue response of a truss bridge with fibre reinforced polymer deck". *International Journal of Fatigue*, 29:1475–1489.
- [6.82] Burgueno R, Karbhari VM, Seible F, Kolozs T (2001); "Experimental dynamic characterization of an FRP composite bridge superstructure assembly". *Composite Structures*, 54:427–444.
- [6.83] Gonilha JA, Correia JR, Branco FA (2013); "Dynamic response under pedestrian load of a GFRP–SFRSCC hybrid footbridge prototype: Experimental tests and numerical simulation". *Composite Structures*, 95:453–463.
- [6.84] Aref AJ, Alampalli S (2001); "Vibration characteristics of a fibre reinforced polymer bridge superstructure". *Composite Structures*, 52:467–474.
- [6.85] Alampalli S (2006); "Field performance of FRP slab bridge". *Composite Structures*, 72:494–502.
- [6.86] Bai Y, Keller T (2008); "Modal parameter identification for a GFRP pedestrian bridge". *Composite Structures*, 82:90–100.
- [6.87] Votsis RA, Stratford TJ, Chryssanthopoulos MK (2009); "Dynamic Assessment of a FRP suspension footbridge". ACIC-09: *Advanced Composites in Construction*, Edinburgh, UK.
- [6.88] Burgoyne C (1999); "Advanced Composites in Civil Engineering in Europe". *Structural Engineering International*, 9(9):267–273.
- [6.89] Pimentel RL, Waldron P, Harvey WJ (1995); "Assessment of the dynamic behaviour of Aberfeldy GRP plastic cable-stayed footbridge". *Institution of Structural Engineers, Seminar on Analysis and Testing of Bridges*: 38-40, London.
- [6.90] Pavic A, Reynolds P, Cooper P, Harvey WJ (2000); "Dynamic testing and analysis of Aberfeldy footbridge". *The University of Sheffield, Department of Civil and Structural Engineering, Vibration Engineering Section*, Final report Ref. CCC/00/79A.
- [6.91] Stratford TJ (2012); "The condition of the Aberfeldy footbridge after 20 years of service". *Structural Faults and Repair*, 3 July, Edinburgh.
- [6.92] NBR 6118 (2007); "Projecto de estruturas de concreto". *Associação Brasileira de Normas Técnicas* (ABNT), Rio de Janeiro.
- [6.93] ONT83 (1983); "Ontario Highway Bridge Design Code". *Ministry of Transportation and Communication*, (Highway Engineering Division, *Ed.*), Ontario.
- [6.94] RPM-95 (1995); "Recomendaciones para el Proyecto de Puentes Metálicos para Carreteras". *Ministerio de Fomento – Dirección general de Carreteras*, Madrid.
- [6.95] Regulation SBA 123/82 GDR State Construction Supervision Board (1982); "Traffic and Pedestrian Bridges". *Vibration Tests, GDR Ministry of Transportation*, East Berlin.

- [6.96] Eriksson (2013); "Vibration response of lightweight pedestrian bridges". MSc Thesis in the Master's Programme Structural Engineering and Building Technology, Chalmers University of Technology, Goteborg.
- [6.97] NBR 7190 (1997); "Projecto de estruturas de madeira". *Associação Brasileira de Normas Técnicas* (ABNT), Rio de Janeiro.
- [6.98] Blanchard J, Davies BL, Smith JW (1977); "Design criteria and analysis for dynamic loading of footbridges". *Symposium on Dynamic Behaviour of Bridges*.
- [6.99] Rainer J, Pernica G, Allen, D (1988) "Dynamic loading and response of footbridges". *Canadian Journal of Civil Engineering*, 15(1):66–71.
- [6.100] Pimentel R, Fernandes H (2002); "A simplified formulation for vibration serviceability of footbridges". In Proceedings of Footbridge 2002 – International Conference on the Design and Dynamic Behaviour of Footbridges, Paris.

# CAPÍTULO 7

# CONCLUSÕES

7.1	CONCLUSÕES	627
	7.1.1 COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL	628
	7.1.2 COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES	630
	7.1.3 FLUÊNCIA DO PAINEL	632
	7.1.4 PONTE PEDONAL COMPÓSITA	634
7.2	Linhas de desenvolvimento futuro	637

## 7.1 CONCLUSÕES

O principal objectivo da presente tese consistiu no estudo de painéis de laje pultrudidos em GFRP, para aplicação na construção de tabuleiros de pontes, destacando-se a análise e o dimensionamento da primeira ponte pedonal compósita (aço–GFRP) instalada até à data em Portugal (Viseu, 2013). Ficou demonstrada a importância da utilização dos sistemas de laje pré-fabricados na construção de tabuleiros híbridos, nomeadamente por conexão a vigamento metálico de suporte, em conjunto com as mais recentes aplicações a nível internacional em pontes rodoviárias e pedonais em especial. Ficou sublinhada a elevada competitividade daqueles sistemas mistos relativamente aos tabuleiros convencionais, devido às suas potenciais vantagens, muito em parte associadas à pré-fabricação e natureza do material pultrudido, tais como: (i) a leveza do tabuleiro, (ii) a facilidade de construção, (iii) a rapidez de instalação, (iv) a durabilidade e (iv) os reduzidos custos de manutenção.

Nesse sentido, a análise de um sistema específico de laje em GFRP, com secção multicelular e encaixe vertical por pressão nas suas extremidades de ligação (*snap-fit*), e alguns dos problemas decorrentes da sua aplicação foram matérias centrais abordadas em concomitância neste trabalho, com a realização última dos estudos e projectos envolvidos na concepção da *Ponte Pedonal Compósita*. Foi dado um especial destaque à necessidade de aprofundar alguns aspectos técnicos ainda pouco desenvolvidos, como o comportamento mecânico à flexão dos painéis, sobretudo a longo prazo, a par das técnicas de ligação envolvidas na execução dos tabuleiros. Propôs-se tirar partido de uma acção compósita completa entre as partes constituintes do sistema misto, sobretudo por reduzir a deformabilidade do conjunto. Com particular interesse, foi ainda realçada a correcta interpretação que se deverá fazer sobre a interacção de corte no comportamento global de um sistema vigado misto, com efeito na influência que a rigidez do sistema misto equivalente exerce na verificação da segurança aos estados limites de serviço de deformabilidade e de vibração.

A tese foi desenvolvida segundo as seguintes três linhas principais de investigação, finalizada por uma última (4) relativa ao estudo, à concepção e à obra de construção da *Ponte Pedonal Compósita*:

- Caracterização mecânica do material GFRP e da secção celular e comportamento estrutural do painel em flexão na direcção longitudinal (condições em serviço e à rotura);
- Comportamento do painel na direcção transversal e no seu plano (flexão, compressão e corte), incluindo avaliação do desempenho das ligações entre painéis (*snap-fit*), e determinação da capacidade de resistência e de rigidez da conexão de corte do sistema aço–GFRP;
- Comportamento a longo prazo do painel, por caracterização experimental à fluência em flexão na sua direcção longitudinal e modelação empírica das propriedades viscoelásticas;
- 4. Ponte Pedonal Compósita.

#### 7.1.1 COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

Numa primeira abordagem, foi efectuada uma caracterização geométrica da secção transversal do painel e um reconhecimento físico das suas paredes laminadas, tendo sido detectada uma variabilidade considerável nas respectivas espessuras. Foi ainda possível verificar falhas de material na secção, sobretudo nas zonas de ligação banzo-alma. Apesar desta situação suscitar a priori um controlo de qualidade deficiente na pultrusão do painel, os registos dimensionais obtidos em vários pontos da secção enquadraram-se nas tolerâncias indicadas pelo fabricante. Seguidamente, foram determinadas experimentalmente as propriedades de resistência e rigidez do material do painel (valores médios, característicos e de cálculo), bem como as propriedades de rigidez equivalentes dos laminados da secção por aplicação simplificada da teoria CLT (*Classical Laminated Theory*). Constatou-se uma dispersão razoável nos valores das propriedades mecânicas, sobretudo as relacionadas com as solicitações na direcção transversal e as mais dependentes das características da matriz. Os valores característicos do material permitiram classificá-lo na classe E23 de acordo com a EN 13706:2002, não obstante a sua reduzida resistência à tracção na direcção transversal (inferior aos parâmetros normativos). Complementou-se aquela caracterização material ao nível da secção celular do painel, recorrendo a um curto programa de ensaios à compressão na direcção longitudinal e perpendicular ao plano do painel. O comportamento dos banzos sob actuadores perfurantes revelou uma susceptibilidade ao entalhe bastante assinalável do material do painel, bem como à penetração da sua estrutura laminada, para uma força mínima de indentação da ordem do dobro do peso médio de um indivíduo.

Com os ensaios à flexão realizados à escala do painel de laje, foi possível avaliar o comportamento em serviço e à rotura numa série de painéis, para vários valores do vão. Face a uma menor consistência dos resultados obtidos numa primeira fase, reviu-se a necessidade de realizar uma segunda fase de ensaios, reformulando o sistema de apoios (rótulas para rolamento) e ampliando a gama de vãos ensaiados. Esta investigação experimental foi complementada por estudos analíticos e simulações numéricas do painel individual, podendo ser sintetizadas as seguintes conclusões principais:

- Comportamento elástico linear dos painéis praticamente até à sua rotura frágil de natureza abrupta;
- Módulos de elasticidade e de distorção "efectivos" de 31,4 GPa e 2,6 GPa, respectivamente, recorrendo a metodologias gráficas (EN 13706:2002) baseadas no modelo de viga de Timoshenko;
- Contribuições do corte na deformabilidade total dos painéis estimadas entre 6% e 44% na gama de vãos considerados (longos – 2.400 mm a curtos – 800 mm, respectivamente);
- Modos de rotura por combinação de fenómenos: fissurações por esforço rasante nas zonas de ligação banzo-alma, esmagamentos locais nas almas sob os pontos de carga e enrugamento do material com delaminação do banzo consequente na separação final dos nós banzo-alma superiores;
- Relações de 5 a 7 entre os níveis de carga última e de serviço para o limite de *L*/200, demonstrativo de uma verificação da segurança do painel condicionada pela deformabilidade;

- Influência desprezável na rigidez de flexão longitudinal do painel devido à *hibridização* do seu núcleo preenchido com espuma leve expansível de poliuretano;
- Identificação experimental das frequências próprias (31–112 Hz) e dos amortecimentos (0,2–1,0%) mais característicos do painel pultrudido para modos de vibração em flexão e torção;
- Adequação da teoria de viga de **Timoshenko** à modelação da deformabilidade do painel ortotrópico;
- Extensão da formulação analítica Timoshenko Cowper Bank para cálculo do factor de corte (0,24) de secções multicelulares compósitas, permitindo corrigir o módulo de distorção (2,8 GPa) avaliado experimentalmente por via simplificada da teoria de Timoshenko;
- Relações entre as áreas de corte e total da secção derivadas da formulação desenvolvida inferiores (8%) à relação admitida no modelo de viga simplificado aplicado nas metodologias gráficas;
- Tensões longitudinais últimas em flexão estimadas do ensaio à rotura dos painéis (122 MPa) bastantes próximas das tensões críticas de encurvadura local obtidas analiticamente (119 MPa) para os banzos comprimidos, assumidos como placas restringidas elasticamente nos bordos apoiados;
- Fenómenos de instabilidade local dos banzos condicionantes, em termos analíticos, à iniciação dos modos de rotura observados nos painéis;
- Formulações de osciladores contínuos de viga com precisão razoável para estimativas das frequências de flexão e de torção identificadas nos painéis (maior aproximação com o aumento do vão);
- Simulação numérica do comportamento dos painéis em serviço bastante satisfatória, dada a consistência dos deslocamentos obtidos em relação aos experimentais;
- Efeito da deformabilidade transversal captada pelos modelos numéricos, sobretudo no painel na versão modificada com secção *simétrica* (máxima nas extremidades e mínima na zona central);
- Efeito "não clássico" de *shear lag* nos banzos dos painéis modelados com reduções das tensões longitudinais próximas de 10% (entre almas);
- Factor de corte determinado numericamente (0,22) inferior em 9% ao derivado da formulação analítica, indiciando um módulo de distorção da secção (3,0 GPa) superior ao analítico "corrigido";
- Análise numérica de vibração confirmou a boa simulação do comportamento dos painéis em serviço, face à significativa correlação entre frequências sobretudo no modo de vibração em flexão;
- Elevada proximidade entre cargas críticas obtidas dos modelos numéricos e últimas registadas nos ensaios que parecem justificar roturas nos painéis (sobretudo de secção *simétrica*) condicionadas por efeitos de instabilidade local do banzo comprimido entre pontos de carga;
- Instabilidade local menos relevante que os efeitos combinados que conduziram ao modo de rotura observado no painel *referência (assimétrico)*, dada a diferença entre cargas crítica e última de ensaio;
- Aplicação conservativa do critério de rotura de Tsai-Hill nas estimativas das roturas "iniciais" dos painéis modelados, através de análises geometricamente não lineares, sendo estas essencialmente condicionadas pela resistência do material na direcção transversal, nas zonas próximas dos pontos de carga: (i) de ligação banzo-alma (*assimétrico*) e (ii) centrais do banzo superior (*simétrico*).

#### 7.1.2 COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

Numa primeira parte, foi efectuado um levantamento das técnicas mais recentes de execução de ligações em tabuleiros pré-fabricados de GFRP, variável na escala ou no nível de conexão dos elementos a interligar. Mostrou-se a dificuldade de algumas disposições construtivas, sobretudo no âmbito das ligações do sistema (suporte – painel), em parte devido à variabilidade das secções modulares dos painéis comercializados. As conexões apenas por colagem ainda não são muito comuns na formação de tabuleiros mistos compósitos, apesar das ligações transversais entre painéis o serem habitualmente. Foram também apresentadas algumas soluções de ligações de guardas de segurança em tabuleiros de pontes, cuja preferência tem sido dada pela execução de ligações laterais na estrutura de suporte ou superiormente recorrendo a vigas de bordadura embebidas no tabuleiro para efectivação da ligação. Embora as guardas e amarrações preferidas sejam de natureza metálica (tal como nos sistemas tradicionais), constitui dificuldade acrescida garantir uma fixação capaz de absorver a energia por forças de impacto, devido ao comportamento frágil e à rigidez reduzida dos painéis compósitos, também associada à sua estrutura celular ou modular.

Numa segunda parte, foi analisado o comportamento estático do painel na direcção transversal, quer à flexão quer sob solicitações no seu plano – compressão e corte. Este estudo foi baseado em investigações experimentais e numéricas, complementadas por formulações analíticas. No campo experimental, recorreu-se à forma celular *simples* do painel (secção *corrente*) e, em especial, ao modo de *interligação* característico do painel por junta de encaixe vertical sob pressão. Neste último aspecto, foi possível caracterizar transversalmente o painel considerando a influência da ligação *snap-fit*. Para cada uma das solicitações referidas, podem resumir-se as seguintes notas conclusivas sobre os respectivos comportamentos:

- Flexão comportamento elasto-plástico do tipo bilinear, com rotura dúctil, para uma tensão axial limite elástico de 2,8 MPa e uma tensão na rotura de 3,6 MPa. Do modelo constitutivo resultou um módulo de elasticidade transversal de 10,3 GPa, não sendo este representativo de um módulo em flexão do painel. A rigidez de flexão aparente foi bastante reduzida comparativamente à longitudinal (1%). A resistência foi condicionada por mecanismos de transferência de esforços na secção por efeito de Vierendeel. Foi estimada uma relação de 4% entre rigidez de flexão "aparente" e "nominal", o que sugere uma interacção de corte no núcleo muito pouco significativa.
- Compressão comportamento elástico linear, com rotura praticamente frágil, para uma tensão última à compressão de 17 MPa. Esta resistência não foi limitada na relação constitutiva assumida pela tensão crítica de instabilidade global avaliada numericamente (15 MPa), uma vez esses efeitos serem restringidos pelas conexões típicas do painel a uma estrutura de suporte. Obteve-se por via extensométrica um módulo de elasticidade à compressão transversal no plano de 12,0 GPa (rigidez validada numericamente), correspondente a uma rigidez axial de quase o dobro da componente global aferida do ensaio com base na variação do comprimento do painel.

Corte – comportamento elasto-plástico bilinear, com rotura dúctil, para uma tensão tangencial de limite elástico de 50 kPa e uma tensão última de 69 kPa. Foi fixado um módulo de distorção no plano do painel de 1,6 MPa (ordem de grandeza de 10<sup>-3</sup> dos valores típicos das propriedades longitudinais dos elementos ou laminados). Os reduzidos níveis de resistência e de rigidez avaliados foram consequentes da elevada flexibilidade dos nós banzo-alma, associado ao mesmo mecanismo de transferência do esforço rasante verificado na secção celular em flexão.

As propriedades mecânicas do painel foram relativamente influenciadas pelas juntas adesivas *snap-fit*, associando-se às ligações epoxídicas capacidades de resistência e de rigidez superiores às de poliuretano, à excepção do desempenho verificado ao corte. As juntas adesivas na ligação *snap-fit* revelaram, de um modo geral, um desempenho bastante adequado atendendo ao comportamento de referência do painel na sua configuração *simples*. Foi sempre mantida a integridade nas células *snap-fit*, sem identificação de roturas ou danos visíveis, demonstrando o monolitismo na interligação de painéis conferido pelas juntas coladas. A configuração geométrica da secção na forma celular e a arquitectura dos nós banzo-alma parecem ter representado os factores que mais influenciaram a rigidez de flexão transversal e ao corte no plano do painel. Estes níveis e as capacidades de resistência foram substancialmente reduzidos, por consequência do modo de transferência de esforços entre banzos do painel (corte e flexão transversal das almas), embora de comportamento satisfatoriamente dúctil na rotura. O grau de interacção de corte no núcleo foi também derivado por via analítica, confirmando-se o seu nível reduzido.

A *hibridização* do painel (núcleo com espuma de poliuretano) resultou numa melhoria bastante acentuada das propriedades em todos os modos de solicitação. Em flexão e ao corte, a resistência e rigidez dos painéis *híbridos* apresentaram aumentos médios similares (superiores a 100%), face aos níveis dos painéis de *referência*, atingindo a resistência ao corte uma capacidade 3 vezes superior. Em compressão, a percentagem anterior manteve-se sensivelmente semelhante em termos de resistência (1,8–2,1 vezes superior), sendo porém a rigidez dos painéis *híbridos* a menos influenciada (acréscimos de 10–30%).

Na terceira parte, foi estudada a conexão de corte entre o painel compósito e perfis-H de aço estrutural, para três tipos de ligação: (i) adesiva, (ii) mecânica por conectores e (iii) mista por combinação de ambas. Para tal, foi realizada uma campanha experimental baseada nos princípios do ensaio de arranque (*pushout*) para vigas aço-betão, da qual resultou o sistema seleccionado para conexão mecânica no tabuleiro da *Ponte Pedonal Compósita*. Concluiu-se sobre a forte viabilidade da utilização de conectores por fulminantes, do tipo cavilha roscada, na conexão de vigas mistas aço-GFRP. Perante um conjunto de outras soluções (soldaduras), analisadas no âmbito da obra de construção, destacam-se as seguintes vantagens da aplicação de cavilhas fulminantes na fixação do painel de estudo: a) rapidez e facilidade de aplicação em fábrica e obra, b) operacionalidade com equipamento leve, c) mão-de-obra não especificamente qualificada e d) menor exigência no controlo de qualidade e no rigor geométrico das furações a executar nos painéis.

É no último ponto que reside a mais-valia da aplicação do sistema de cravação no elemento de laje utilizado, dada a sua forma de interligação por encaixe vertical nas extremidades de *snap-fit*.

Os resultados dos ensaios de conexão de corte mostraram que os provetes da série adesiva foram os que apresentaram um comportamento mais regular. O comportamento foi praticamente linear até à rotura adesiva na interface (súbita), tendo essa ligação assegurado uma rigidez e resistência superiores às avaliadas nas ligações das outras séries. Nestas últimas, que incluíram elementos cravados, foram observados comportamentos e modos de rotura distintos entre provetes da mesma série. Uma das principais causas parece ter sido gerada pelo grau de aperto das cavilhas conferido manualmente no sistema roscado de porca–anilha, responsável por instalar localmente diferentes estados de compressão nos painéis contra os perfis-H. Nas ligações cravadas, as roturas foram devidas a efeitos de instabilidade nos banzos de interface, registando-se em dois casos o arranque por corte do par de cavilhas, com uma assinalável capacidade de deformação (*ca*. 6 mm em regime de ductilidade). Nas ligações mistas, as roturas foram induzidas por efeitos de encurvadura global na meia altura inferior dos banzos de interface (abaixo do *snap-fit*), colaborando a camada adesiva para um encaminhamento directo das cargas para as bases dos banzos de apoio dos provetes onde ocorreram as primeiras roturas.

Embora os últimos ensaios não tenham correspondido a comportamentos mais convencionais de conexões de corte, os seus resultados em conjunto com as anteriores propriedades mecânicas estabelecidas para o painel multicelular na direcção transversal tiveram por finalidade assegurar uma análise completa e verificação da segurança adequada do sistema misto proposto para o tabuleiro da *Ponte Pedonal Compósita*.

#### 7.1.3 FLUÊNCIA DO PAINEL

Após uma revisão das formulações viscoelásticas aplicáveis aos materiais FRP em geral, foram reunidas as investigações mais relevantes no âmbito específico da fluência em pultrudidos de GFRP. Com base nessa súmula, ficou demonstrada a fraca representação que o tema detém nos elementos de laje pultrudidos à escala real. O estado da arte incluiu ainda uma análise comparativa entre formulações de referência e normativas específicas para o dimensionamento a longo prazo de elementos e estruturas FRP.

O estudo da fluência centrou-se na caracterização experimental do painel realizada à escala individual. Foram submetidos à flexão um conjunto de painéis na sua direcção longitudinal, durante um período de 6 meses (*ca.* 4.200 horas), para vários níveis de carregamento uniformemente distribuído (3–12%. $\sigma/\sigma_u$ ) múltiplos da carga regulamentar prevista para pontes pedonais (5 kN/m<sup>2</sup>). Os resultados experimentais foram tratados numa primeira fase em termos das evoluções (i) termo-higrométricas ambientais (*inc.* temperaturas no material dos painéis), (ii) dos deslocamentos e (iii) das extensões. Desta fase sobressaíram as seguintes conclusões:

- Evolução praticamente coincidente entre as variações de temperatura ambientais e as registadas nos painéis, sugerindo um acompanhamento térmico do material às condições do laboratório;
- Forte influência da resposta térmica dos painéis no seu comportamento mecânico diferido, em virtude das diferentes condições térmicas registadas em duas fases de ensaio distintas;
- Leituras extensométricas atípicas para o fenómeno reológico, atendendo à irregularidade e tendência decrescente dos registos ao longo do tempo;
- Registo final dos deslocamentos resultante de processos correctivos processados devido (i) a efeitos de fluência sobrepostos durante os carregamentos diferenciados no tempo e (ii) a ajustes iniciais no esquema de ensaio, com consequência directa na rigidez instantânea (inicial);
- Coeficientes médios de fluência (deslocamento) compreendidos entre 10% a 25% no final do ensaio.

Posteriormente, com base nos resultados experimentais, procedeu-se à previsão analítica do comportamento à fluência em serviço do painel, utilizando-se para o efeito um modelo semi-empírico de *potência* – lei de **Findley**, segundo diferentes níveis de aproximação ao regime linear da fluência. Desta linha de investigação, concluíram-se os seguintes pontos:

- Boa capacidade de representação da lei de Findley no comportamento à fluência dos painéis, dada a muito boa concordância do ajuste das funções *potência* sobre os resultados dos ensaios;
- Amplitude transiente da lei de *potência* fortemente influenciada pela temperatura ambiente (e material), não tendo sido clara uma relação explícita com o expoente da *potência*;
- Previsão simplificada das extensões em função do tempo para qualquer nível de tensão aplicado (3–12%.σ/σ<sub>u</sub>), uma vez verificada a validade da formulação *linearizada* do modelo empírico;
- Deformação de fluência do painel estimada por um período até cerca de 60 vezes superior à duração do ensaio, por aplicação do princípio de caracterização acelerada tempo-tensão (TSSP);
- Módulo de elasticidade "aparente" do painel estimado com base em dois modelos simplificados de Findley (*linearizado* e *mediano*), com reduções da rigidez de flexão de 25% a 50 anos;
- Modelação das propriedades "efectivas" diferidas recorrendo a métodos gráficos (EN 13706:2002) estendidas com sucesso ao domínio viscoelástico do comportamento dos painéis, em virtude da regularidade das evoluções dos módulos ao longo do tempo na forma de *potência*;
- Perdas de rigidez "efectiva" bastante significativas nos instantes iniciais (24 horas), sobretudo do módulo de distorção – 2,0 a 2,5 vezes superior à do módulo de elasticidade;
- Redução da rigidez de flexão e de corte "efectivas" no painel de 12% e 26% ao 1º ano e de 22% e 43% aos 50 anos de idade, respectivamente, face às constantes elásticas (redução do módulo de distorção normalizado da ordem do dobro da relativa ao módulo de elasticidade);
- Contribuição da deformabilidade por corte diferida na deformação total estimada em cerca de 18% a 50 anos de idade (face a um contributo de 13,5% em relação ao instante inicial).

Por último, foi proposta uma formulação síntese para expressões de cálculo de factores de normalização e coeficientes de fluência, recorrendo aos parâmetros calibrados na modelação das propriedades de rigidez viscoelásticas. A formulação reside numa função *potência* em ordem ao tempo (anos), com amplitudes fraccionárias explícitas, associadas a uma relação constante no tempo entre efeitos de flexão e de corte. Dessa formulação obtiveram-se curvas daqueles parâmetros a 50 anos de idade, constatando-se uma boa concordância com os coeficientes previstos no regulamento Italiano. Para o primeiro ano de carregamento, estimaram-se reduções da rigidez "efectiva" instantânea de 20% e 40%, respectivamente em flexão e corte, sendo que aos 50 anos de idade os respectivos coeficientes de fluência tomaram os valores de 0,75 e 2,00. As expressões propostas para os coeficientes de fluência, calibradas da actual investigação sobre painéis, sugerem uma previsão adequada do comportamento à fluência de pultrudidos de GFRP à escala real, atendendo à ordem de grandeza das estimativas quantificadas e à coerência revelada entre efeitos de flexão e de corte ao longo do tempo, sendo o segundo efeito muito mais condicionante em fluência.

#### 7.1.4 PONTE PEDONAL COMPÓSITA

O objectivo último da presente tese foi alcançado por via da construção da *Ponte Pedonal Compósita*, *S. Mateus – Viseu*. A sua concepção partiu do conceito de um sistema vigado misto para o tabuleiro, assegurado por uma conexão híbrida entre o painel de laje em estudo e uma estrutura metálica de suporte – ligação adesiva reforçada por cavilhas de cabeça roscada cravadas por fulminantes. O tabuleiro tem uma forma em arco não só por razões de ordem estética, mas também como forma de reduzir a interferência com a cota máxima de cheia do rio Pavia. O tabuleiro assenta nos seus muros marginais a uma cota próxima do nível dos coroamentos dos diques existentes, o que permitiu assegurar à ponte condições de acessibilidade. Foi dado um destaque particular à simplicidade do processo construtivo da ponte, muito em parte relacionada com a leveza da laje compósita (25% do peso total). Foi também considerada a sua integração paisagística no meio, traduzida pela forma "acostelada" dos guarda-corpos que envolvem o tabuleiro. Neste contexto, também a opção por uma tonalidade avermelhada em todo o conjunto metálico da estrutura da ponte pretende demarcá-la do restante meio envolvente.

Uma parte do capítulo foi dedicada à análise estática do tabuleiro, que conduziu a uma primeira solução e à verificação da segurança dos seus principiais componentes, tendo por base os requisitos de comportamento estabelecidos especificamente para a ponte pedonal de natureza compósita. Em termos de deformabilidade, constatou-se um certo vazio regulamentar acerca da definição de limites para estruturas mistas deste tipo (inerente à ortotropia material e estrutural). Ao nível do painel compósito, foram claramente verificados os critérios de segurança nos ELS e ELU, dada a ordem relativamente reduzida do vão transversal estabelecido para a secção mista do tabuleiro. O pré-dimensionamento das vigas metálicas de suporte dos painéis foi condicionado pela variação da flecha devido às acções variáveis, sendo suficiente a utilização de dois perfis HEB 260 travados lateralmente em secções de apoio e vão. Ao nível da viga mista, foram admitidos dois níveis de acção compósita na secção: (i) interface material aço–GFRP e (ii) entre banzos do painel. Em ambos os casos foi aplicado o método de análise elástica de secções de vigas compostas indicado no Eurocódigo para *Projecto de Estruturas de Madeira*.

No primeiro caso (i), foi verificado um grau de acção compósita praticamente completo nas três tipologias de conexão analisadas, aplicando parâmetros de rigidez avaliados experimentalmente e indicados pelos fabricantes dos materiais de ligação. Nas conexões adesivas, foram igualmente avaliadas interacções completas independentemente do adesivo (epoxídico e poliuretano), até espessuras de 10 mm na camada de interface. No segundo caso (ii), foi quantificado um grau de interacção de corte relativamente elevado (88%), contrário ao reduzido nível avaliado em provetes do painel sob corte no seu plano. Tal facto deveu-se à influência do comprimento do vão da ponte na formulação de viga mista aplicada, cujo efeito por esforço rasante entre banzos revelou ser pouco significativo naquela ordem do vão. Recorreu-se ao conceito de homogeneização da secção mista nas duas análises elásticas efectuadas – interacção de corte *completa* e *parcial* (diferença de 12% entre resultados, consistentes com o grau de interacção). Na situação mais condicionante (interacção *parcial*), quantificou-se um acréscimo de rigidez de 8–9% nas soluções mistas por participação da laje compósita, o que representou reduções da deformabilidade da mesma ordem de grandeza face à solução constituída apenas pelas vigas metálicas.

Na verificação da segurança aos ELU, a contribuição do painel para a resistência da secção mista foi ainda mais reduzida (3%) comparada com a relativa à deformação. Embora este aspecto tenha significado ganhos relativos reduzidos em termos de resistência elástica da secção mista à flexão, o nível de segurança ao momento flector foi bastante considerável. Porém, as tensões máximas avaliadas no banzo do painel apontaram para uma proximidade dos valores de cálculo estimados para a resistência do painel à compressão no seu plano. Não obstante, o faseamento construtivo considerado foi favorável na verificação dos critérios de segurança, quer pela deformabilidade global no tabuleiro, quer pelas tensões no painel. Em relação à resistência última da secção, verificou-se que, para a ordem do vão em causa, o modo de rotura é condicionado pela força de compressão no banzo superior do painel, não sendo optimizadas as propriedades da secção mista. Tal facto resultou das extensões pouco significativas impostas no painel, não se tirando partido da sua capacidade *pseudo*-dúctil na rotura ao corte, nem da plasticidade dos perfis metálicos.

A análise estática mostrou que a interacção assumida por flexibilidade ao corte do painel teve um significado pouco relevante no dimensionamento aos ELS e ELU, face ao resultante sem considerar esse efeito. Essa diferença foi ainda menor quando admitida uma solução vigada mais robusta (perfil HEB 280). A contribuição da rigidez do painel evidenciou ter uma influência não desprezável na deformabilidade da viga mista, tendo sido porém o aumento de inércia do perfil de aço mais importante na verificação da segurança aos ELS de vibração. Em relação ao último contributo, revelou-se fundamental a solução menos esbelta, para um cumprimento aceitável dos níveis de conforto humano às vibrações. Nesta última matéria dinâmica, procedeu-se numa primeira fase à caracterização e modelação matemática das acções pedonais com maior importância no contexto da ponte pedonal (modelos de carga para peão individual e fluxos de peões). Efectuou-se um levantamento regulamentar e não normativo sobre as metodologias de avaliação dinâmica da ponte em fase de projecto, com destaque para a caracterização do amortecimento e critérios de verificação da segurança – *banda de frequências de risco* e de conforto humano em condições de serviço – *aceleração limite*. A segurança do tabuleiro à vibração foi verificada de forma *indirecta* com base nas acelerações máximas avaliadas numérica e analiticamente para dois *Casos de Projecto* predefinidos, inerentes às condições de utilização ou de tráfego previstas para a ponte pedonal: (i) uso corrente e (ii) uso não corrente.

No primeiro caso (i), os modelos numéricos indicaram efeitos bastante desfavoráveis à vibração na solução mais esbelta do tabuleiro para cenários de carga de reduzida densidade pedonal. Com o aumento de rigidez da secção (perfil-H superior), registou-se uma forte redução da susceptibilidade às vibrações, devido à acção quer de um peão quer de um grupo de três peões, sobretudo nos modos sincronizados. As verificações de cálculo analítico indicaram picos de aceleração máxima mais gravosos, limitando o conforto da ponte a um nível "médio" ou mesmo "mínimo" num cenário de tráfego corrente.

No segundo caso (ii), o efeito do 2º harmónico de fluxos de peões revelou ser importante na resposta do tabuleiro às vibrações, tendo em conta um limite inferior para a frequência da ponte de cerca de 4 Hz. Esta foi reduzida de forma a considerar a influência da massa dos peões, até uma ordem correspondente a 30% de aumento em relação à massa do tabuleiro em vazio. Nesta situação, as acelerações máximas obtidas analítica e numericamente no tabuleiro (em ressonância) apontaram para um nível de conforto mínimo "excepcional" somente quando admitido um coeficiente de amortecimento superior a 3%. Concluiu-se que os mais recentes modelos de carga recomendados para fluxos de peões são bastante penalizadores na verificação dos níveis de conforto humano em estruturas leves e com as características da ponte em análise. Tal facto parece estar associado a uma elevada sincronização assumida num tabuleiro de vão curto, a par da hipótese de cenários de fluxo pedonal muito pouco prováveis ou irrealistas de ocorrerem numa ponte pedonal do género.

Apesar da não verificação dos últimos critérios de conforto para fluxos de densidade pedonal – superior a 0,5 P/m<sup>2</sup>, julgou-se adequada a solução proposta para o tabuleiro da ponte, em que a sua leveza apontou para a susceptibilidade de serem exibidos níveis de vibração elevados numa solução mais esbelta para cenários de carga individuais ou de pequeno grupo (*inc*. efeito de sincronismo). Atendendo aos resultados da análise dinâmica efectuada para fluxos densos, optou-se por recomendar ao Dono de Obra algumas medidas de controlo a adoptar no acesso à ponte durante a ocorrência de eventos festivos no parque da Feira, de forma a minimizar aglomerações expressivas de pessoas que possam atravessá-la em simultâneo.

Foram descritas as principais fases de construção da obra da *Ponte Pedonal Compósita*, cujos trabalhos foram executados durante o prazo previsto (45 dias) e sem alterações relevantes a assinalar ao projecto de execução lançado a concurso.

Por último, os resultados dos ensaios de carga estáticos, realizados antes da recepção provisória da obra, indicaram uma boa concordância com os avaliados através dos modelos analíticos e numéricos aplicados no estudo e na verificação da segurança aos ELS e ELU do tabuleiro. As reduzidas diferenças detectadas nos resultados apontam para uma contribuição do painel menor que a admitida na análise efectuada para o comportamento de viga mista, *i.e.*, uma maior flexibilidade do núcleo celular correspondendo a um grau de interacção de corte na secção menor que o estimado analiticamente.

A obra foi concluída no mês de Agosto de 2013, tendo sido aberta ao público no mês seguinte. No decorrer do acto inaugural, não foram detectados efeitos dinâmicos no tabuleiro de perceptibilidade humana, em resultado do seu atravessamento por um número considerável e simultâneo de pessoas. Porventura, este cenário de tráfego constituiu a situação mais condicionante ocorrida até aos dias de hoje, mantendo-se actualmente a *Ponte Pedonal Compósita* em condições normais de serviço no parque da Feira de S. Mateus na cidade de Viseu.

# 7.2 LINHAS DE DESENVOLVIMENTO FUTURO

Do trabalho extensivo que foi desenvolvido e apresentando em várias vertentes ao longo desta tese, julga-se de interesse que as linhas de desenvolvimento futuro se centrem num aprofundamento de algumas matérias tratadas, bem com de outras não cobertas neste documento, designadamente no âmbito da obra construída – *Ponte Pedonal Compósita, S. Mateus*. Em termos de desenvolvimentos futuros, destacam-se os seguintes pontos, organizados de acordo com os principais eixos de investigação:

#### Eixo 1 – Caracterização mecânica e estrutural do painel

- Determinação das propriedades de corte no plano do material laminado, segundo métodos de ensaio passíveis de serem adoptados em conformidade com as dimensões úteis das paredes da secção celular do painel analisado (por exemplo, através do método de **Iosipescu**). As propriedades de rigidez devem ser confrontadas com o módulo de distorção "efectivo" avaliado à escala do painel quer experimental quer analiticamente;
- Complementar, em termos dinâmicos, o estudo efectuado sobre o comportamento dos laminados dos banzos à perfuração estática por forças de impacto a baixa velocidade (indentação);
- Modelação consistente de sistemas de apoio para ensaios futuros de painéis à flexão;
- Aprofundamento do estudo do comportamento à rotura da secção do painel sujeito a forças concentradas perpendiculares ao seu plano (cargas localizadas nas almas e punçoamento global).

#### Eixo 2 – Comportamento transversal do painel e desempenho das ligações

- Realização de ensaios de flexão e de corte no plano transversal complementares, que incluam um maior número de pontos de leituras extensométricas para uma aferição mais precisa do grau de interacção de corte do núcleo do painel entre banzos;
- Investigação do desempenho da ligação entre painéis (*snap-fit*) na direcção longitudinal, de modo a compreender o comportamento bidireccional de painéis associados e a transmissão de esforços ao nível da ligação (simples e adesiva);
- Estudo do comportamento à fadiga do painel na direcção transversal, tanto à flexão como ao corte no plano, tomando em linha de conta as ligações *snap-fit* (simples e adesivas);
- Investigação focada no desempenho das abas de ligação do painel, através de ensaios do conjunto elementar *snap-fit* e modelação numérica refinada à sua escala de ligação;
- Realização de novos ensaios de conexão de corte, aperfeiçoando os procedimentos experimentais envolvidos e os provetes materializados, sobretudo os cravados por fulminantes (controlo do aperto das cavilhas e adesivo no *snap-fit*), incluindo novas configurações geométricas dos provetes;
- Simulação numérica dos modelos de conexão de corte, tendo em conta as reais propriedades de rigidez dos materiais de ligação e critérios de rotura adequados na interface (interacção de tensões).

#### Eixo 3 – Fluência do painel

- Realização de novos ensaios à fluência em ambiente condicionado (temperatura e humidade relativa), de modo a se obterem leituras ao longo do tempo não influenciadas pelas variações sazonais termo-higrométricas sofridas pelo material do painel;
- Estudo do comportamento e da melhor técnica extensométrica a aplicar em material pultrudido de GFRP solicitado por períodos de tempo consideráveis;
- Caracterização do material laminado à fluência (em provetes reduzidos), sobretudo para solicitações axiais na direcção transversal ("fraca"), e incluindo níveis de carga susceptíveis ao regime não linear do efeito diferido (fluência em fase terciária);
- Previsão analítica dos deslocamentos para tempos dilatados com base em modelos de viga, considerando a deformabilidade por corte, e baseados nos coeficientes de fluência propostos;
- Representação do comportamento à fluência dos painéis através de modelos mecânicos (séries de **Prony**), a fim de se obterem funções características do fenómeno (fluência, relaxação e módulos viscoelásticos efectivos);
- Implementação numérica de funções viscoelásticas em programas de cálculo automático, com o objectivo de modelar e analisar com maior precisão o comportamento reológico do painel considerando a sua natureza anisotrópica.
#### Eixo 4 – Ponte Pedonal Compósita

 Caracterização experimental *in situ* do comportamento dinâmico da *Ponte Pedonal Compósita*, S. Mateus – Viseu, a desenvolver a dois níveis:

(i) identificação dos parâmetros estruturais (frequências naturais, modos de vibração e coeficientes de amortecimento) com o objectivo de calibrar os modelos numéricos desenvolvidos e confrontá-los com os assumidos na fase de projecto da ponte pedonal. Esta identificação poderá ser realizada mediante excitações por vibração forçada, livre ou ambiental;

(ii) medição da resposta dinâmica da ponte pedonal induzida por peões para análise dos critérios de conforto estabelecidos e correlação com as respostas simuladas. Os registos devem ser processados para vários cenários de tráfego pedonal e modos de andamento: 1 peão, reduzidos grupos de peões (com e sem sincronismo) e massas pedonais de densidade elevada (1–2 P/m<sup>2</sup>);

- Investigação experimental em vigas mistas (aço–GFRP) a fim de estudar o comportamento real em serviço e à rotura do sistema submetido à flexão, designadamente a largura efectiva no painel multicelular e o grau de acção compósita entre materiais para diversas tipologias de conexão;
- Estudo da influência de diferentes adesivos na capacidade resistente do sistema misto e no comportamento a longo prazo (fluência);
- Modelação numérica do tabuleiro para níveis de conexão não completa na interface aço-GFRP;
- Estender os métodos de análise e verificação da segurança da secção mista para tabuleiros de tramos contínuos (momentos negativos), incluindo para vigamento metálico de suporte superior a dois perfis-H;
- Desenvolver coeficientes parciais de segurança para estruturas compósitas de viga mista aço–GFRP;
- Análise da viabilidade e estudo da utilização de painéis multicelulares de GFRP específicos para a construção nova ou reabilitação de tabuleiros de pontes rodoviárias.

# ANEXOS

# ANEXO A

# ESTADO DA ARTE – UTILIZAÇÃO DE PULTRUDIDOS DE GFRP NA CONSTRUÇÃO

A.1	FIBRAS DE REFORÇO	A.3
	A.1.1 FIBRAS DE VIDRO PARA REFORÇO DE GFRP	A.3
	A.1.2 FIBRAS DE CARBONO PARA REFORÇO DE CFRP	A.9
	A.1.3 FIBRAS DE ARAMIDA PARA REFORÇO DE AFRP	A.12
A.2	RESINAS POLIMÉRICAS	A.15
A.3	ADITIVOS	A.17

#### A.1 FIBRAS DE REFORÇO [2.1]

Na Tabela A.1 resumem-se as propriedades mecânicas, assim como as principais características físicas, térmicas e eléctricas, das 3 principais fibras sintéticas usadas no reforço de materiais plásticos.

MATERIAL – FIBRA	Vidro (tipo E)	Carbono (HT/LM-HM)	Aramida (Kevlar 49)					
Densidade								
<b>Densidade</b> [g/cm <sup>3</sup> ]	2,58	1,78 – 2,15	1,44					
	Propriedades me	cânicas						
Resistência à tracção [MPa]	3.448	3.300 - 2.400	3.600 - 4.100					
Extensão na rotura [%]	4,3	1,4-0,6	2,5					
Módulo de elasticidade à tracção [GPa]	72,5	230 - 390	131					
Coeficiente de Poisson [-]	0,22	0,30 - 0,35	0,40					
Pr	opriedades térmicas	s e eléctricas						
Coeficiente dilatação térmica [10 <sup>6</sup> /°C]	5,0-6,0	-0,70,5	-2,0					
Condutibilidade térmica [W/m-k]	1,3	8,5 - 70	_					
<b>Resistividade eléctrica</b> [Ω-m]	4×10 <sup>14</sup>	18×10 <sup>-6</sup> – 9,5×10 <sup>-6</sup>	_					
Características físicas								
Diâmetro [µm]	3 – 16	7-6	12					
Estrutura do Meio contínuo [-]	Isotrópica	Anisotrópica	Anisotrópica					

Tabela A.1:	Características	físicas e	propriedades	mecânicas	dos 3	prin	cipais	tipos	de	fibras
1 40 014 11.1.	Curacteristicus	1151045 0	propriedudes	meeumeus	u05 5	PIIII	erpuis	upos	ue	norus

#### A.1.1 FIBRAS DE VIDRO PARA REFORÇO DE GFRP (Glass Fiber Reinforced Polymer)

Características gerais – as fibras de vidro são usadas para reforçar matrizes plásticas, de modo a obter compósitos estruturais de GFRP, essencialmente na forma de laminados e componentes moldados. O vidro é popular como fibra de reforço de um material por múltiplas razões, tais como:

- É facilmente extraído do seu estado fundido sob a forma de fibra de elevada resistência;
- Encontra-se facilmente disponível e, a baixo custo, pode ser produzido num plástico reforçado com fibras de vidro, utilizando uma diversidade de técnicas de processamento;
- Enquanto fibra, relativamente forte, embebida numa matriz plástica, produz-se um compósito de elevada resistência específica;
- Quando acoplada com os vários plásticos, possui uma química inerte que beneficia o compósito em diversos ambientes corrosivos.

Para além da fibra de vidro tipo E, apresentada na Tabela A.1, existem outros tipos de fibras de vidro, designadamente: S, AR e C (por ordem decrescente dos níveis produzidos e comercializados). Os diâmetros dos vários tipos de fibras variam normalmente entre 3 a 20 µm. O vidro que compõe as fibras AR têm uma melhor resistência aos alcális, enquanto as fibras do tipo C possuem uma resistência melhorada à corrosão. De seguida, descreve-se sucintamente as composições químicas e as características dos vidros E e S que se traduzem nos mais importantes tipos de vidro extraídos, usados na produção de fibras de reforço para compósitos, sendo o último menos comercializado devido, precisamente, ao seu custo mais elevado.

O vidro E (*isolamento eléctrico*) é o mais usado para obtenção de fibras contínuas. Basicamente, o vidro E é um vidro de boro-silicato, alumínio e cálcio, isento, ou com muito baixos teores, de sódio e potássio. A composição básica do vidro E situa-se entre 52–56% SiO<sub>2</sub>, 12–16% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>, 16–25% CaO e 8–13% B<sub>2</sub>O<sub>3</sub>. Logo após o fabrico, as fibras de vidro E apresentam boas propriedades de isolamento térmico, uma resistência à tracção de cerca de 3.450 MPa e um módulo de elasticidade na ordem dos 70 GPa, mas uma reduzida extensão na rotura de 3 a 4%. O vidro S (*elevada resistência mecânica*) tem uma relação resistência/peso mais elevada, e é mais caro que o vidro E, sendo geralmente utilizado apenas em aplicações que exigem altos níveis desempenho (*e.g.*, militares e aeroespaciais). A resistência à tracção das fibras S é superior a 4.600 MPa, e o seu módulo de elasticidade é aproximadamente de 85 GPa. O vidro S tem uma composição química do tipo 65% SiO<sub>2</sub>, 25% Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub> e 10% MgO.

Actualmente, por associação dos vários tipos de vidro tradicionais, alguns produtores de fibras de vidro já conseguem obter fibras que combinam as melhores propriedades eléctricas e mecânicas das fibras tipo E, S com a resistência à corrosão do vidro tipo C, mantendo o custo do vidro E. Atendendo aos padrões definidos dos vidros tradicionais, esta nova gama de fibra de vidro de alta resistência a ambientes ácidos, ponto de fusão mais alto do que os tradicionais vidros, apresenta elevados níveis de desempenho e propriedades melhoradas, oferecendo ainda a vantagem para aplicações a temperaturas mais altas.

O estado e respectivas características da superfície das fibras de vidro são de extrema importância, uma vez que a mais pequena falha pode precipitar a deterioração da sua superfície minuciosa, afectando as propriedades mecânicas das fibras. Estas falhas são facilmente introduzidas nas superfícies por fricção ou abrasão da superfície com qualquer outro material duro. De igual modo, mesmo as superfícies do vidro que tenham sido expostas à atmosfera normal, por períodos curtos de tempo, geralmente têm uma camada superfícial enfraquecida que interferirá com a ligação à matriz resinosa. Como tal, actualmente, as fibras extraídas são normalmente revestidas com uma fina camada de uma substância ligante, aquando da extracção. Esta protege a superfície da fibra dos agentes de degradação quer causados por impactos físicos, quer pelas indesejáveis interacções químicas ambientais. Esta é vulgarmente removida antes da fabricação do compósito e substituída por um agente químico de acoplamento ou revestimento

superficial colante que promove uma melhor ligação entre as fibras e a matriz resinosa, assegurando assim um desenvolvimento e uma retenção máxima da capacidade resistente global ao compósito.

➢ Propriedades mecânicas – na Tabela A.1 são comparadas as propriedades em tracção e a densidade das fibras de vidro E com as propriedades das fibras de carbono e aramida. Note-se que as fibras de vidro têm uma menor resistência à tracção e um módulo de elasticidade mais baixo do que as fibras de carbono e aramida, embora apresentem uma maior extensão na rotura. A densidade das fibras de vidro é também maior do que a densidade das fibras de carbono e aramida. No entanto, devido à sua versatilidade e baixo custo, as fibras de vidro são, de longe, o material mais usado para reforçar os plásticos.

➤ Modo de fabrico – as fibras de vidro são fabricadas através da trefilagem de monofilamentos de vidro, a partir de um forno que contém o vidro fundido, seguindo-se a junção de um grande número destes filamentos, de modo a formar um feixe (ou molho) de fibras de vidro, *vd*. Fig. A.1.



Figura A.1: Esquema de uma linha de produção de fibras de vidro em filamentos e na forma plana.

Como matéria-prima, a sílica em forma de areia, componente básico para qualquer vidro constitui a matéria-prima em mais de 50% da mistura que compõe as fibras de vidro. Outros ingredientes são os boratos e pequenas quantidades de especialidades químicas. Os materiais são misturados, em geral, em grandes quantidades, a granel, chamada batch. A mistura é então alimentada para um forno de fusão, em que a temperatura é de tal maneira elevada que a areia e os outros ingredientes se dissolvem formando uma pasta fundida. De seguida, essa mesma pasta fundida de vidro flui para bandejas de platina altamente resistentes ao calor, as quais possuem milhares de pequenas aberturas tubulares perfuradas com precisão, e que são chamadas de fieiras ou *bushings*. Esta corrente fina de vidro fundido é puxada e atenuada com um diâmetro preciso, para posterior arrefecimento por água e ao ar de forma a garantir o diâmetro e criar um filamento. Os filamentos, similares a fios de cabelos, podem então ser revestidos superficialmente com uma mistura química à base de água (óleo ou cera), chamada sizing, a qual tem duas finalidades: proteger os filamentos uns dos outros, durante o processo e manuseio e assegurar boa adesão entre a fibra e a resina. Depois de aplicado o revestimento, um grande número destes filamentos são reunidos sob a forma de um feixe (ou molho) de fibras de vidro - strands que, dependendo do tipo de reforço produzido, possibilita diferentes tipos de uso. Geralmente, o strand é enrolado (feixe enrolado) em bobinas a alta velocidade, as quais reúnem as fibras contínuas de vidro para formar as chamadas bolas.

Em algumas operações de enrolamento, os *strands* são colhidos numa bobina intermediária que, mais tarde, é processada de várias maneiras. De forma a secar o revestimento químico sofrido pelas fibras, os feixes enrolados podem ser sujeitas a um processo de aquecimento. Consoante o destino final a dar às fibras, as bobinas intermediárias são desenroladas a partir de uma gaiola, para formar produtos de múltiplos filamentos para desempenhos específicos, ou para atender as necessidades dos processos de fabrico dos compósitos de GFRP. Na Figura A.1 esquematiza-se a linha de fabrico das fibras de vidro (filamentos, mantas, tecidos, véus) de um fabricante de soluções compósitas a nível mundial. Importa referir que a qualidade das fibras de vidro é essencial para a qualidade final dos produtos compósitos fabricados.

Formas das fibras de vidro – o produto final pode ser manuseado de diferentes maneiras numa diversidade bastante alargada relativamente à forma de acabamento que se deseja dar às fibras, vd. Fig. A.2.



*Figura A.2*: Diversos exemplos típicos das formas de acabamento final adoptadas para as fibras de vidro: (a) forma de filamentos e (b) forma plana.

O tipo, a forma, quantidade e orientação das fibras são factores importantes e que exercem directamente influência sobre a densidade, propriedades mecânicas (resistência e rigidez), bem como nos mecanismos de rotura, no coeficiente de dilatação térmica e na condutividade eléctrica e, por fim, no custo de produção.

De uma maneira geral, o formato final das fibras de vidro é subdividido, quanto à forma do reforço, nas duas seguintes categorias: i) filamento e ii) plana, *vd*. Fig. A.3. De seguida, é efectuada uma breve descrição e exemplificação das várias formas de reforço disponíveis.



*Figura A.3*: Subclassificação das fibras de vidro quanto à forma final do reforço. NOTA: correspondência entre as numerações atribuídas aos produtos finais nas Figuras A.1, A.4 e A.5 (parênteses []).

Na forma de filamentos, os feixes são, então, depois usados para se obter fio simples ou *multifio*, com a forma de mecha ou de fita, constituído por uma série de feixes de filamentos contínuos quase paralelos, em que o comprimento das fibras, quer longo (contínuas) quer curto (descontínuas), desempenha um papel preponderante nas propriedades mecânicas, *vd*. Figs. A.4 (a) – (d).

Enquanto que, por um lado, os compostos constituídos por fibras contínuas com disposição unidireccional permitem obter valores máximos de resistência e rigidez, por outro, as fibras curtas distribuídas aleatoriamente no compósito plástico asseguram características semelhantes em todas as direcções, devido ao seu estado de *quasi* isotropia.

#### [1] Fibras curtas e picadas (húmidas)...... Chopped strand

Os *strands* de filamentos são cortados e/ou picados (2 a 50 mm), para uso em compósitos de base resinosa termoplástica e termoendurecível. As aplicações com este tipo de reforço, para o processo de moldagem, asseguram uma melhor estabilidade dimensional a elevadas temperaturas e possibilitam um melhor controlo sobre o fenómeno de retracção durante a fabricação. Estas fibras curtas podem, ainda, ser armazenadas húmidas (*wet chopped strand*) para posterior uso isolado ou combinado com outras, produzindo-se mantas e véus.

#### [2] Filamento simples contínuo e não torcido...... Roving

Os *strands* são colectados para bobinas, formando fios contínuos não torcidos de um só filamento que, depois do processo de secagem, são os principais responsáveis pela produção de perfis GFRP, fazendo uso do mais usual processo de produção – pultrusão. Estes filamentos podem ser ainda utilizados no fabrico de mantas de reforço, fazendo novo enrolamento e tecelagem dos filamentos.

#### 

Os *strands* de filamentos contínuos são desenrolados de bobinas intermediárias para enrolamento em mechas de múltiplos filamentos de vidro, enroladas num único cabo sem torção das mesmas (não torcidas). Estas bolas de *roving* bastante convencionais são usadas nos processos de fabrico à pistola e por moldagem.

#### 

Os *strands* de filamentos contínuos são torcidos e poderão ser novamente enrolados para posterior produção de tecidos entrelaçados ou não entrelaçados e em forma de malha.

Na forma plana, os filamentos, anteriormente referidos, são trabalhados de forma a produzirem-se elementos planos (mantas ou produtos tecidos), para aplicações submetidas essencialmente a esforços bidireccionais que requeiram elevada resistência à tracção e ao impacto. Consoante a forma dos filamentos disponíveis, e de acordo com o comprimento dos mesmos, existem múltiplas possibilidades de disposição das fibras tendo em conta o carácter aleatório ou direccional do alinhamento das fibras. Apresentamse, assim, as disposições mais usuais para as fibras na forma de reforço plana, *vd*. Figs. A.5 (a)–(d).

A.8



Figura A.4 (a)



Figura A.4 (b)



in strand



Figura A.4 (d)

..... Multi-end roving

Características gerais – a fibra de carbono é um dos materiais fibrosos de elevado desempenho mais comummente utilizado no reforço de compósitos (laminados e mantas) convencionais - CFRP e também avançados, à excepção dos materiais GFRP. As razões para tal prendem-se às seguintes características:

#### A.9

Numa só operação, os filamentos de roving são cortados e/ou picados e distri-

formam diversos tipos de tecidos (tipo tafetá) ou malhas com fibras contínuas direccionadas. O posicionamento usual das fibras é a disposição direccional a 0°/90°, podendo ou não ser entrelaçadas (woven fabrics ou non-woven fabrics).

Os filamentos formados sob as fieiras são torcidos e tratados com um ligante resinoso de carácter aglutinante (binder), que mantêm os feixes de fibras aglomerados entre si em múltiplas mechas, para a fabricação de mantas com fila-

mentos contínuos dispostos aleatoriamente.

buídos uniforme e aleatoriamente, originando no plano das mantas laminados com propriedades isotrópicas. As fibras curtas são aglutinadas entre si através de um ligante para possibilitar a formação de uma manta plana.

#### 

Este tipo de mantas (esteiras) e véus são desenvolvidos a partir de filamentos húmidos, cortados e picados, para reforçar e melhorar o desempenho de laminados. A moldagem é facilitada pela rápida molhagem do ligante usado no véu de superfície.

Da vasta variedade de produtos disponíveis no mercado, citam-se ainda os casos das mantas de reforco mais elaboradas como, por exemplo, as telas que se mostram na Figura A.2. Estas são obtidas pela união química de tecidos contendo rovings alinhados e posicionados a 0º/45º/90º e filamentos dispostos aleatoriamente, com ou sem véus de superfície de fibras curtas. Uma junção do género de várias camadas contribui para uma melhor manipulação e estabilidade dimensional durante a fabricação dos laminados de GFRP.

#### A.1.2 FIBRAS DE CARBONO PARA REFORÇO DE CFRP (Carbon Fiber Reinforced Polymer)

[8] Mantas de filamentos contínuos direccionados......(non-)woven fabrics Recorrendo a processos de tecelagem, os múltiplos strands de fibra de vidro

[5] Manta de filamentos contínuos dispostos aleatoriamente...... Continuous strand mat



Figura A.5 (b)

Figura A.5 (c)





Figura A.5 (d)

- As fibras de carbono possuem o mais elevado módulo de elasticidade e resistência específica de todos os materiais em forma de fibra de reforço;
- Estas mantêm as suas propriedades mecânicas e resistência elevada a altas temperaturas; elevada temperatura de oxidação, podendo, contudo, ser uma desvantagem;
- À temperatura ambiente as fibras de carbono não são nem afectadas pela humidade nem por uma grande variedade de solventes, ácidos e bases;
- Estas fibras exibem uma enorme diversidade nas suas características físicas e mecânicas, permitindo aos compósitos, que incorporam estas fibras, dominar requisitos específicos na engenharia;
- Os processos que têm sido desenvolvidos para fabrico das fibras e respectivos compósitos são relativamente acessíveis, quer na produção em si quer no custo efectivo.

As fibras de carbono não são totalmente cristalinas mas, sim, compostas por ambas as regiões cristalinas (grafite) e não cristalinas; cujas áreas de não cristalinidade são devidas ao arranjo tridimensional ordenado das redes hexagonais de carbono que é uma característica intrínseca da grafite. Os diâmetros finais das fibras variam normalmente entre 4 e 10  $\mu$ m; sob ambas as formas geométricas disponíveis, *i.e.*, em função do comprimento das fibras: contínuas ou curtas, *vd.* Fig. A.6. Além disso, as fibras de carbono recebem um tratamento químico superficial, sendo revestidas com uma cera protectora epoxídica (*sizing*) que promove, também, uma melhor adesão com a matriz polimérica do compósito.



*Figura A.6*: Exemplos típicos das formas de acabamento final adoptadas para as fibras de carbono: (a) forma de filamentos contínuos e (b) forma plana.

As fibras de carbono são fabricadas principalmente a partir de dois materiais diferentes, designados de precursores orgânicos: PAN (poliacrilonitrilo) e *Piche*<sup>1</sup>. A técnica de processamento varia de precursor para precursor, assim como os resultados obtidos para as características das diferentes fibras. Uma forma de classificação das fibras de carbono relaciona-se directamente com a rigidez (módulo de elasticidade). Sobre esta base classificativa, em função da rigidez, assentam 4 classes distintas para as fibras de carbono. i) reduzida (PAN-LM)<sup>2</sup>, ii) média (PAN-MM)<sup>3</sup>, iii) elevada (PAN-HM)<sup>4</sup> e iv) ultra elevada (*Piche*).

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Piche – do inglês, *Pitch* (resíduo resultante da destilação do petróleo).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> LM – do inglês, *Low Modulus*.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> MM – do inglês, *Medium Modulus*.

<sup>&</sup>lt;sup>4</sup> HM – do inglês, *High Modulus*.

Propriedades mecânicas – na Tabela A.1 são comparadas as propriedades em tracção e a densidade das fibras de carbono (PAN) de elevada resistência à tracção (HT, *High Tensile*, correspondente às fibras LM) e elevada rigidez (HM) com as propriedades das fibras de vidro e aramida. As fibras de carbono, obtidas a partir do material precursor de PAN, apresentam uma resistência à tracção que varia entre cerca de 2.400 (HM) e 3.300 MPa (HT), e um módulo de elasticidade em tracção que varia entre, cerca de, 230 (HT) e 390 GPa (HM). A densidade das fibras PAN situa-se entre 1,78 e 2,15 g/cm<sup>3</sup>.

Modo de fabrico – as técnicas de fabrico para produção das fibras de carbono não serão discutidas pormenorizadamente no presente documento. Contudo, refere-se que, em geral, uma grande parte das fibras de carbono é produzida a partir de fibras do precursor PAN, através de três etapas de processamento: estabilização, carbonação e grafitização, como esquematizado na Figura A.7.



Figura A.7: Etapas do processo de fabrico de fibras de carbono HT e HM, a partir de PAN como material precursor.

Na etapa de estabilização, as fibras de PAN são primeiro esticadas para se conseguir o alinhamento das redes fibrilares no interior de cada fibra, segundo o eixo respectivo. Em seguida, são oxidadas a cerca de 200 a 220°C enquanto permanecem traccionadas. Na segunda etapa – carbonação do fabrico das fibras de elevada resistência (HT), as fibras de PAN estabilizadas são aquecidas até se transformarem em fibras de carbono por eliminação dos gases O, H e N da fibra do precursor. O tratamento térmico (pirólise) para a carbonação é geralmente realizado numa atmosfera inerte, a uma temperatura de 1000 a 1500°C. Durante o processo de carbonação, no interior de cada fibra, formam-se fibrilas (ou fitas) com a estrutura da grafite, as quais fazem aumentar significativamente a resistência à tracção do material. A terceira e última etapa, ou tratamento de grafitização, é usada no caso de se desejar aumentar o módulo de elasticidade (HM), embora tal resulte numa diminuição da resistência à tracção. Durante a grafitização, realizada acima dos 1800°C, intensifica-se a orientação preferencial das cristalites de grafite no interior de cada fibra.

Para que se possam atingir elevados módulos de elasticidade em tracção, as fibras de carbono têm de apresentar um elevado grau de disposição preferencial, com os planos basais da grafite paralelos ao eixo principal da fibra. Em contrapartida, a resistência à tracção das fibras de carbono obtidas do PAN aumenta com a temperatura do tratamento térmico até, cerca de, 1200°C; diminuindo depois, embora de modo menos acentuado, à medida que se continua a aumentar a temperatura. Supõe-se que a diminuição da resistência à tracção, para temperaturas de pirólise mais elevadas, é causada por um aumento do número de pequenas fissuras que aparecem quer no interior, quer à superfície do material.

#### A.1.3 FIBRAS DE ARAMIDA PARA REFORÇO DE AFRP (Aramid Fiber Reinforced Polymer)

Características gerais – quimicamente, este grupo de materiais é conhecido como a poliamida aromática, correspondendo então à designação genérica dada às fibras de aramida (ou fibras aramídicas). Foram introduzidas no comércio no início dos anos 70, sob o nome comercial de Kevlar<sup>®</sup>, abrangendo diversas variedades, tais como o Kevlar 29, 49 e 129, os quais apresentam, por sua vez, comportamentos distintos. As propriedades do Kevlar fazem com que as suas fibras sejam usadas como reforço de matrizes poliméricas, em compósitos para aplicações nas indústrias aeroespacial, marítima e automóvel.

As fibras de aramida são materiais que apresentam uma estrutura molecular muito rígida e, em geral, um elevado módulo de elasticidade e elevada resistência mecânica. Apesar de se tratarem de materiais termoplásticos, as aramidas são resistentes ao fogo e estáveis a temperaturas relativamente elevadas. Quimicamente, as aramidas são susceptíveis à degradação por soluções ácidas e bases fortes, mas são relativamente inertes a outros solventes e químicos. Na Figura A.8 ilustram-se as configurações mais usuais destas fibras.



*Figura* A.8: Configurações típicas das fibras de aramida na forma de: (a) filamentos contínuos, (b) plana em tecido, (c) e fita.

Propriedades mecânicas – Durante a síntese das fibras de aramida, as moléculas rígidas são alinhadas segundo a direcção do eixo das fibras como cristais líquidos. A unidade química de repetição (*mero*) na cadeia do polímero de Kevlar é uma poliamida aromática, existindo ligações de hidrogénio que unem as cadeias poliméricas entre si na direcção transversal. Deste modo, mecanicamente, estas fibras apresentam uma elevada resistência mecânica (à tracção) segundo a direcção longitudinal, sendo mais significativa do que a correspondente nos outros materiais fibrosos. Os anéis aromáticos conferem elevada rigidez às cadeias poliméricas, dando-lhes uma estrutura parecida com a de um varão. Contudo, possuem uma fraca resistência mecânica à compressão e segundo a direcção transversal. Além disso, este material é conhecido pela sua fraca tenacidade, baixa resistência ao impacto, e susceptíveis à rotura por fluência e fadiga.

Na Tabela A.1 comparam-se as propriedades mecânicas (em tracção) e a densidade das fibras de aramida (Kevlar 49) com as demais. Incidindo sobre os dois principais tipos comerciais de Kevlar (29 e 49), essencialmente, o Kevlar 29 é uma fibra de elevada resistência mecânica e baixa densidade, concebida para determinadas aplicações específicas, *e.g.*, protecção balística, cordas e cabos. O Kevlar 49 é caracterizado por possuir elevados níveis de resistência mecânica e de rigidez, para uma baixa densidade.

➤ Modo de fabrico – Uma vez que as fibras de aramida são relativamente flexíveis e apresentam alguma ductilidade, estas podem ser processadas pelas operações típicas de tecelagem, de maneira a se obterem reforços quer na forma de filamentos contínuos, quer na forma plana (mantas e tecidos de reforço).

#### A.1.4 COMPARAÇÃO DAS PROPRIEDADES DAS FIBRAS DE REFORÇO: VANTAGENS / DESVANTAGENS

Na Figura A.9 são comparados os comportamentos típicos das fibras de vidro, carbono e aramida, podendo observar-se que a resistência à tracção das fibras varia entre cerca de 1.720 e 3.440 MPa, enquanto que a extensão até à rotura varia entre 0,4 e 4,0%. O módulo de elasticidade em tracção destas fibras varia entre 69 e 413 GPa. As fibras de vidro são, de longe, o reforço mais utilizado em larga escala em compósitos de baixo e médio desempenho, em parte, devido às razoáveis resistências mecânicas e, essencialmente, por serem as menos dispendiosas. Porém, em algumas aplicações compósitas, estas apresentam determinadas limitações por causa da sua rigidez relativamente baixa, reduzida capacidade resistente à fadiga, em que, por norma, sofrem uma rápida degradação com a exposição às mais adversas condições higrométricas. As fibras de vidro apresentam resistências mecânicas e módulos de elasticidade mais baixos, mas maiores densidades. São as principais responsáveis pelo reforço de materiais plásticos no fabrico de elementos de FRP, para as mais diversas aplicações estruturais e não estruturais no sector da construção.



Figura A.9: Comparativo entre as relações Tensão – Extensão dos tipos de fibras de reforço.

Tanto as fibras de carbono como as de aramida apresentam valores elevados para a tensão última resistente e baixas densidades pelo que, apesar dos seus preços mais elevados, são utilizadas em muitas aplicações, especialmente na industrial aeronáutica e aeroespacial. As fibras de carbono são as que apresentam a melhor combinação de elevada resistência mecânica, elevada rigidez e baixa densidade, mas são as que apresentam menores extensões na rotura. As fibras de carbono podem ser processadas de muitas maneiras numa vasta ordem de limites para a rigidez e resistência. Enquanto que, as fibras de carbono (PAN) de alta resistência (HT) e elevada rigidez (HM) são processadas a temperaturas entre 1.200 e 1.800°C, as fibras de grafite (*Pitch*) de ultra elevada rigidez são processadas a temperaturas entre 2.000 e 3.000°C. As fibras aramídicas de Kevlar 49 apresentam uma combinação de elevada resistência mecânica, elevado módulo de elasticidade (no entanto, não tão elevado como o das fibras de carbono), baixa densidade e grandes extensões (resistência ao impacto). Contudo, estas, quando inseridas em compósitos, são limitadas pela reduzida resistência à compressão e elevada absorção de humidade.

A maior parte das fibras exibe um comportamento praticamente linear até à rotura, como se mostra nos traçados dos diagramas de deformação da Figura A.9. Apenas algumas fibras de carbono apresentam um pequeno efeito não linear. Uma importante propriedade das fibras, associada à resistência e rigidez, é a sua extensão última na rotura, uma vez que esta influencia na resistência final dos materiais compósitos.

Como já mencionado previamente, a base para um desempenho de excelência dos materiais compósitos reforçados com fibras permanece numa resistência específica e rigidez específica elevadas. Estes dois parâmetros são controlados pelas fibras de reforço. Na Figura A.10 apresenta-se, ainda, uma representação comparativa a duas dimensões do desempenho das várias fibras de reforço tipicamente usadas em compósitos estruturais de FRP, do ponto de vista dos rácios específicos: resistência/densidade e módulo de elasticidade em tracção/densidade.



Figura A.10: Comparação do desempenho das fibras típicas utilizadas em compósitos estruturais de FRP.

Esta comparação evidencia as excelentes relações resistência / densidade e rigidez / densidade das fibras de carbono e das fibras de aramida (Kevlar 49) quando comparadas com as dalguns materiais tradicionais (*e.g.*, aço e alumínio). Se por um lado, devido a estas propriedades favoráveis, os compósitos com fibras de carbono e fibras de aramida substituíram os materiais metálicos em muitas aplicações das indústrias automóvel, aeronáutica e aeroespacial, por outro, os materiais plásticos reforçados com fibras de vidro tendem progressivamente a demarcar-se nas aplicações da indústria da construção civil.

FIBRAS	Vantagens	Desvantagens
<b>Vidro</b> (tipo E / S)	Resistência elevada Baixo Custo	Rigidez reduzida Susceptível à rotura por fadiga Elevada sensibilidade à temperatura
Aramida (Kevlar)	Elevada resistência à tracção Baixa densidade	Baixa resistência à compressão Elevada absorção à humidade
Carbono (PAN)	Resistência e rigidez elevada	Custo moderadamente elevado
Grafite (Pitch)	Rigidez muito elevada	Resistência relativamente baixa Custo elevado
<b>Cerâmicas</b> (SiC e Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub> )	Temperaturas de serviço elevadas Rigidez elevada	Resistência relativamente baixa Custo elevado
Boro	Elevada resistência à compressão Rigidez elevada	Custo elevado

Tabela A.2: Resumo das principais vantagens e desvantagens das fibras de reforço correntes.

Das características e propriedades mais desejáveis, para uma grande parte dos materiais na forma de fibras de reforço, destacam-se a resistência e rigidez elevadas associadas a uma densidade relativamente reduzida. Em jeito de resumo, na Tabela A.2 listam-se as vantagens e desvantagens da utilização das fibras de reforço mais correntes nos materiais fibrosos em geral, e nos materiais plásticos FRP, em particular.

#### A.2 RESINAS POLIMÉRICAS [2.1]

Etimologicamente, a palavra *polímero* significa "muitas partes". Um material polimérico pode ser considerado como constituído por muitas partes, ou unidades, ligadas quimicamente entre si de modo a formar um sólido. Os polímeros, ao serem inicialmente formados por ligações de átomos carbono – carbono, são materiais compostos por longas cadeias moleculares.

Os polímeros que são produzidos ou modificados pelo Homem, para usar como materiais de engenharia, podem ser classificados em dois grandes grupos: *plásticos* e *elastómeros*. Por sua vez, dependendo do modo como estão ligados química e estruturalmente, os plásticos podem ser subdivididos em duas classes: *termoplásticos* e *termoendurecíveis*. Relega-se para segundo plano o grupo dos elastómeros, caindo,

obviamente, fora do âmbito de estudo em que se insere a presente dissertação sobre plásticos reforçados com fibras – FRP. Contudo, aponta-se para o facto dos elastómeros distinguirem-se dos plásticos pela sua capacidade em apresentar comportamento dúctil tipo "borracha", podendo, em particular, sofrer grandes deformações elásticas (de 100% a 200%) quando se lhes aplica uma força e recuperarem uma grande parte da deformação adquirida, voltando à forma inicial após descarga.

Antes de proceder à descrição de cada classe dos plásticos, imporá referir que as designações dadas aos polímeros se encontram de acordo com as convenções da química orgânica. De forma a substituir os nomes longos atribuídos aos materiais poliméricos, estes são frequentemente abreviados por acrónimos, como por exemplo PMMA para o polimetacrilato de metilo. Além disso, são comummente usados nomes comerciais (*e.g., teflon* ou *nylon*), como forma complementar às correntes nomenclaturas químicas.

- i) Termoplásticas necessitam de calor para serem moldadas enformadas e, após o arrefecimento, mantêm a forma que adquiriram durante a enformação. A reversibilidade do processamento em causa torna estes materiais recicláveis e reprocessáveis, podendo ser várias vezes reaquecidos e reenformados em novas formas, sem que ocorra alteração significativa das suas propriedades. Exemplos: polietileno (PE), polipropileno (PP), poliamida (Nylons) e PEEK.
- ii) Termoendurecíveis enformados numa determinada forma permanente e posteriormente curadas (ou endurecidas) por aplicação de calor ou através de tratamento químico. No entanto a cura pode ocorrer à temperatura ambiente, através de uma simples reacção química. Estes plásticos não podem ser refundidos e reenformados noutra forma, uma vez que se degradam ou se decompõem quando aquecidos a temperaturas demasiado elevadas. Como tal, estas resinas, ao invés das termoplásticas, não podem ser recicladas, uma vez que se transformam em produtos substancialmente infusíveis e insolúveis. Exemplos: poliéster insaturado, viniléster, epoxídica e fenólica.

Dados de **Smith** [2.15] indicam que 84% das resinas utilizadas são termoendurecíveis e 16% são termoplásticas. As duas resinas poliméricas mais importantes, que são usadas como matriz para a obtenção de materiais plásticos reforçados por fibras (FRP), são as resinas de poliéster e as epoxídicas. As resinas de poliéster insaturado correspondem a 88% das resinas termoendurecíveis e 74% do total dos dois grandes tipos de resinas plásticas. A utilização maciça das resinas termoendurecíveis em geral, nas aplicações comerciais de FRP, é devida ao seu fácil manuseamento, boas propriedades de cura e aderência à fase dispersa dos compósitos, e o facto de exigirem menos adições no processo de cura.

Algumas das vantagens das resinas de poliéster insaturado são o baixo custo, a boa estabilidade dimensional, uma viscosidade relativamente reduzida (facilidade de processamento) e a versatilidade; enquanto que as desvantagens incluem a alta retracção na cura, fraca aderência à fibra de vidro e um período de vida útil limitado da resina catalisadora. Apesar de as resinas de poliéster serem as mais baratas, normalmente estas não são tão resistentes como as resinas epoxídicas. Os poliésteres insaturados juntamente com as recentes resinas de viniléster, associadas às melhores propriedades mecânicas e térmicas das resinas epoxídicas e aos processos facilitados de manuseio e processamento dos poliésteres, são usados em larga escala como matrizes dos materiais plásticos reforçados com fibras de vidro (GFRP).

As resinas epoxídicas são as mais caras e, além de fazerem igualmente uso nas aplicações comerciais, são também utilizadas extensivamente em FRP para as aplicações da indústria aeroespacial, pois apresentam vantagens especiais como, por exemplo, boas propriedades de resistência mecânica e de rigidez, e menor retracção após cura do que as resinas de poliéster e viniléster. Por conseguinte, esta resina corresponde à matriz mais utilizada nos compósitos CFRP e AFRP, devido às maiores exigências de durabilidade e estabilidade térmica que as aplicações particulares assim especificam. Existem ainda, dentro dos plásticos termoendurecíveis, as resinas fenólicas que possuem uma boa resistência ao fogo e, igualmente, boa estabilidade dimensional e retêm as boas propriedades adesivas a temperaturas mais elevadas.

#### A.3 ADITIVOS [2.1]

A maior parte das propriedades dos materiais plásticos é intrínseca aos mesmos, *i.e.*, algumas dessas propriedades estão, directamente, relacionadas com a estrutura molecular fundamental e são, simultaneamente, controladas por esta. Porém, por diversas vezes, é necessário modificar as propriedades mecânicas, químicas e físicas a um nível muito mais rebuscado do que aquele que seria atingível por intermédio de uma simples alteração dessa mesma estrutura molecular. Algumas substâncias exteriores à matriz – *aditivos* são incorporadas intencionalmente na matriz polimérica para modificar muitas destas propriedades, e assim obterem-se melhores desempenhos a vários níveis, permitindo às resinas poliméricas uma maior abrangência nos seus desempenhos em condições de serviço. Dentro de uma enorme gama de produtos, podem destacar-se os seguintes aditivos típicos:

Fillers – são materiais de enchimento inorgânicos e representam as substâncias que mais frequentemente, e em maiores quantidades, são adicionadas aos polímeros, directamente na composição da matriz do compósito, de forma a conseguirem-se aumentos significativos nas resistências mecânicas (à tracção e à compressão), na resistência à degradação ambiental física (abrasão) e química e à tenacidade. Garantem, igualmente, a redução da retracção do plástico, controlam a viscosidade e produzem uma superfície áspera quando necessário a determinadas aplicações. Consequentemente, entre outras propriedades melhoradas (resistência à fluência e à fadiga), contribuem para uma boa estabilidade dimensional e térmica, tornando a matriz menos susceptível à fissuração, quer em zonas de descontinuidade fibra/matriz, quer em zonas de vazios ou excessos de resina. A substância mais comum para as resinas termoendurecíveis é o carbonato de cálcio (CaCO<sub>3</sub>), mas incluem-se outros como o caulino (argila), a mica, o talco e as sílicas de vidro. O tamanho das partículas de *filler* varia desde 10  $\eta$ m até às dimensões macroscópicas. Uma vez que estas substâncias substituem, com custos bem mais reduzidos que os da matriz, um volume significativo do material, o custo final do compósito é substancialmente reduzido, sendo, como tal, uma mais-valia a inclusão destes materiais.

Plastificantes – são aditivos específicos que servem para incrementar o módulo de deformação (flexibilidade), aumentar a ductilidade, e a resistência à tenacidade dos polímeros. A sua presença nas matrizes poliméricas produz, também, reduções na dureza e na rigidez. Os plastificantes são, em geral, substâncias líquidas com reduzidos pesos moleculares. Os plastificantes são comummente utilizados em polímeros que sejam intrinsecamente frágeis à temperatura ambiente, tal como o PVC. De facto, o plastificante baixa a temperatura de transição vítrea, de tal modo que, sob condições ambientais, os polímeros podem ser usados em aplicações que exijam alguma flexibilidade e ductilidade.

▶ **Retardantes** – o flamejamento é talvez uma das maiores preocupações que recai sobre os materiais poliméricos, pois a maior parte dos polímeros é facilmente inflamável na sua forma "pura", à excepção daqueles que contêm índices significativos de clorídrico e/ou fluorídrico (*e.g.*, PVC e PTFE). A resistência ao flamejamento das partes combustíveis dos polímeros pode ser assegurada por este tipo de aditivo, melhorando o comportamento ao fogo, em caso de incêndio do material compósito. A alumina (Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>) e o sulfato de cálcio, sob a forma de gesso, são duas substâncias bastantes recorrentes nos compósitos em que se pretenda uma boa reacção ao fogo, reduzindo a inflamabilidade e a propagação de fumos.

Estabilizadores – são aditivos que têm por finalidade neutralizar os rápidos processos de deterioração, a que alguns materiais poliméricos estão sujeitos sob condições ambientais normais, como resultado das exposições ambientais, em particular das radiações ultravioletas. Geralmente, em termos da integridade mecânica, a radiação ultravioleta interage com estrutura molecular, e causa uma separação de algumas ligações covalentes ao longo da cadeia molecular, levando a desintegração do polímero.

Antioxidantes – sendo a oxidação dos polímeros vista como mais um processo de deterioração dos mesmos, em consequência da interacção química entre os átomos de oxigénio e as moléculas poliméricas, estes aditivos têm por objectivo atrasar ou inibir a desintegração por oxidação das resinas poliméricas.

Colorantes – são aditivos que permitem a modificação da cor dos plásticos, assim como fornecer alguma opacidade. Dentro desta classe aditiva, tem-se ainda os que previnem a perda de brilho (descolorantes).

Salienta-se que toda esta série de aditivos, disponível nos materiais compósitos comerciais de FRP, se encontra em quantidades muito reduzidas, relativamente à quantidade utilizada como principal aditivo da resina polimérica – *filler*, que representa, aproximadamente, 40% a 50% do peso total do compósito.

# ANEXO B

# COMPORTAMENTO MECÂNICO E ESTRUTURAL DO PAINEL

<b>B.1</b>	INFORMAÇÃO DO FABRICANTE DO PAINEL DELTA DECK <sup>TM</sup> SF.75.L	B.3
B.2	PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SECÇÃO: ASSIMÉTRICA E SIMÉTRICA	B.6
B.3	CONSTANTE DE TORÇÃO DA SECÇÃO MULTICELULAR	B.7
<b>B.4</b>	TEORIA CLÁSSICA DOS COMPÓSITOS LAMINADOS – CLT	B.11
B.5	ENSAIOS À PERFURAÇÃO ESTÁTICA	B.14
B.6	METODOLOGIAS GRÁFICAS NORMATIVAS – EN 13706:2002 [3.21]	B.15
<b>B.7</b>	ENSAIOS ESTÁTICOS EM FLEXÃO	B.17
<b>B.8</b>	ENSAIOS DINÂMICOS EM FLEXÃO	B.23
B.9	FORMULAÇÃO PARA O FACTOR DE TIMOSHENKO DA SECÇÃO DO PAINEL	B.24

#### B.1 INFORMAÇÃO DO FABRICANTE DO PAINEL DELTA DECK<sup>™</sup> SF.75.L (transcrição)

#### "1. GENERAL

#### 1.1 Scope

- (1) Design and construction of bridge which DELTA DECK<sup>™</sup> SF75L to be installed and integrated on the steel girder as specified herein.
- (2) For unspecified one in this specification, Local design standard or related AASHTO specification shall be applied.

#### 2. MATERIALS

#### 2.1 Glass fiber reinforced plastic (GFRP)

*Resin – Resin materials used for making DELTA DECK™ SF75L deck tube by pultrusion process shall be "isophthalic polyester resin" or other types of resin which having equal or excellent mechanical properties. Required mechanical properties of hardened resin listed in following table.*

Properties	Values	Test Method
Tensile Strength	55 MPa	KS M 3305
Tensile Modulus	2.500 MPa	KS M 3305
Elongation	2,3%	KS M 3305

(2) Glass Fiber – Glass fiber used for making DELTA DECK<sup>™</sup> SF75L deck tube by pultrusion process shall be glass fiber roving and multi-axial stitched fabric. Required mechanical properties of glass fiber listed in following table.

Properties	Values	Test Method
Tensile Strength	$3,5 \times 10^3 MPa$	KS L 2513
Tensile Modulus	$7,4 \times 10^4 MPa$	KS L 2513
Elongation	3,0%	KS L 2513

(3) Laminate – Mechanical properties in the upper and lower flange of DELTA DECK<sup>™</sup> SF75L deck tube must be satisfied required mechanical properties listed in following table.

Properties	Values	Test Method
Tensile Strength	200 MPa	KS F 2241
Compressive Strength	200 MPa	KS F 2243
Elastic Modulus	$1.7 \times 10^4 MPa$	KS F 2241
Fiber Weight Fraction	Over 50%	KS M ISO 1172
Thermal Coefficient	$5,0 \times 10^{-6}$	KS M 3015

(4) Glass Fiber Sheet – Glass fiber sheet for strengthening deck connection and waterproofing in site shall be "chopped strand mat" with unit fiber of 450 g/m<sup>2</sup> Fiber fraction of glass fiber sheet shall be over 50% in term of fiber weight fraction.

#### 2.2 Steel

*Steel material used for DELTA DECK<sup>TM</sup> SF75L installation shall be used the steel specified in local bridge design standard or related AASHTO specification.* 

#### 2.3 Adhesives

Adhesives used for making deck panel by connecting tubes and panel connection works in site shall be product having bonding strength at least MPa. Also in the selection of adhesives, working time in site should be considered.

#### 3. CONSTRUCTION OF COMPOSITE DECK (NON-COMPOSITE TYPE)

#### 3.1 Fabrication

- (1) Fabrication of Composite Deck Tube DELTA DECK<sup>™</sup> SF75L tubes are shall be made in accordance with the requirements of glass fiber reinforced plastic specified in PART 2 by pultrusion process. DELTA DECK<sup>™</sup> SF75L to be cut with length of bridge width in case tube cell direction is perpendicular to the bridge axis.
- (2) Fabrication of Composite Deck Tube DELTA DECK<sup>TM</sup> SF75L panels are shall be made by connecting deck tubes using adhesive specified in PART 2. Maximum width of deck panel shall be decided after client requirement considering transportation restrict.
- (3) **Tolerances** The tolerances of fabricated DELTA DECK<sup>TM</sup> SF75L shall be based on tolerance rage listed in following table. The tolerances shall be measured for all deck tube and panel with arbitrary selection method.

Item	Tolerance
Flange and Web Thickness	± 1,0mm
Tube Height	$\pm 1,5$ mm
Straightness	±6,0mm(per 10 m length)
Panel Dimension (Length, Width)	± 5,0 mm
Tube / Panel Connection Thickness	$1,5\text{mm}\pm0,5\text{mm}$

#### 3.2 Rubber Pad Installation

Elastic rubber (neoprene or EPDM) pads shall be installed on top surface of steel girder before deck placement gluing with epoxy adhesive specified in PART 2. In the case of no grade in the longitudinal direction of girder or footbridge with narrow deck width, Elastic rubber pad could be eliminable.

#### 3.3 Shipping and Storage

- (1) Deck panels shall be shipped and stored at on support noted in drawing with approved equipments and methods.
- (2) Deck panels shall be flatten, not twisted and bended for handling and not be upset and stood with side on the ground.
- (3) All deck panels shall be supported on the ground without subsidence by spacing from ground using support material such as a balk.

#### 3.4 Panel Placement

- (1) Suitable lifting equipment which approved by manufacturer shall be used for deck placement. Deck panels shall be laid down at proper height and alignment in accordance with drawing.
- (2) Allowable loads at deck placement are related materials, equipments and worker only.

#### 3.5 Panel Connection with Adhesive

- (1) Before adhesive application, bonding surface shall be treated using sand paper or grinder. And moisture and dust on the bonding surface also to be removed.
- (2) In a working time of applied adhesive, Deck panel shall be connected at snap-fit joint of previously installed deck. Generally the working time of epoxy adhesive is 30 minute at the temperature of 25°C.

#### 3.6 Deck to Girder Connection with Stud Bolt

For the deck to girder connection, Stud bolts shall be welded at the locations prescribed in drawing.

#### 3.7 Pavement and Drainage

- (1) For the good adhesion of pavement with deck panel surface, following procedures to be done both for adhesion improvement treatment and non slip treatment use:
  - *i)* Send blasting for the top surface of deck panel with grinder.
  - *ii)* Epoxy primer to be applied on deck panel surface with roller.
  - iii) Before epoxy primer hardening, Silica sand to be applied on deck panel surface with spreader.
- (2) Improper drainage system of deck surface causes disturbance of transportation flow and depreciation of bridge durability. Deck panels and drainage system shall be thoroughly installed to drain water on deck surface quickly."

### B.2 PROPRIEDADES GEOMÉTRICAS DA SECÇÃO: ASSIMÉTRICA E SIMÉTRICA

Tabela B.1: Propriedades geométricas da secção transversal assimétrica em relação ao eixo de coordenadas global.

Propriedade geométrica		Largura da	secção	/ m de largura	da secção
Área total da secção	A	9.661	mm <sup>2</sup>	12.466	mm²/m
Área total do núcleo vazio	$\mathbf{A}_{0}$	39.585	mm <sup>2</sup>	51.077	mm²/m
Área total das almas <sup>(1)</sup>	$\mathbf{A}_{\mathbf{W}}$	2.550	mm <sup>2</sup>	3.290	mm²/m
Momento de inércia em torno do eixo Y	I <sub>yy</sub>	9.151.120	$\mathrm{mm}^4$	11.807.897	mm <sup>4</sup> /m
Raio de giração em torno do eixo Y	i <sub>yy</sub>	31	mm	40	mm/m
Módulo de flexão elástico em torno do eixo Y	$\mathbf{W}_{\mathbf{y}\mathbf{y}}$	244.030	mm <sup>3</sup>	314.877	mm <sup>3</sup> /m
Momento de inércia em torno do eixo X	I <sub>xx</sub>	1.778.500.145	$\mathrm{mm}^4$	2.531.672.804	mm <sup>4</sup> /m
Raio de giração em torno do eixo X	i <sub>xx</sub>	429	mm	611	mm/m
Módulo de flexão elástico em torno do eixo X	W <sub>xx</sub>	5.063.346	mm <sup>3</sup>	7.207.610	mm <sup>3</sup> /m
Constante de torção <sup>(2)</sup>	J <sub>xy</sub>	27.383×10 <sup>3</sup>	mm <sup>4</sup>	38.980×10 <sup>3</sup>	mm <sup>4</sup> /m

<sup>(1)</sup> Correspondente à área total dos elementos verticais.

Largura da secção do painel *assimétrico* – B = 702,5 mm.

<sup>(2)</sup> Valor numérico.

Propriedade geométrica		Largura da	secção	/ m de largura	da secção
Área total da secção	A	8.040	mm <sup>2</sup>	12.661	mm²/m
Área total do núcleo vazio	$\mathbf{A}_{0}$	39.585	mm <sup>2</sup>	62.338	mm²/m
Área total das almas <sup>(1)</sup>	$\mathbf{A}_{\mathbf{W}}$	2.550	mm <sup>2</sup>	4.016	mm²/m
Momento de inércia em torno do eixo Y	I <sub>yy</sub>	7.988.054	mm <sup>4</sup>	12.579.612	mm <sup>4</sup> /m
Raio de giração em torno do eixo Y	i <sub>yy</sub>	32	mm	50	mm/m
Módulo de flexão elástico em torno do eixo Y	$\mathbf{W}_{\mathbf{y}\mathbf{y}}$	213.015	mm <sup>3</sup>	335.456	mm <sup>3</sup> /m
Momento de inércia em torno do eixo X	I <sub>xx</sub>	1.576.393.179	mm <sup>4</sup>	2.482.508.943	mm <sup>4</sup> /m
Raio de giração em torno do eixo X	i <sub>xx</sub>	443	mm	697	mm/m
Módulo de flexão elástico em torno do eixo X	W <sub>xx</sub>	4.965.018	mm <sup>3</sup>	7.818.926	mm <sup>3</sup> /m
Constante de torção <sup>(2)</sup>	J <sub>xy</sub>	26.312×10 <sup>3</sup>	$\mathrm{mm}^4$	41.437×10 <sup>3</sup>	mm <sup>4</sup> /m

T 1 1 D 1 D		· 1	• / • • • • • • • • • • • • • • • • • •	~	
<i>Lanela B Z</i> Propriedades	geometricas da secca	ao transversal	<i>simetrica</i> em reia	cao ao eixo d	e coordenadas gional
rabela D.2. ropriedades	Scometrieus au seege	ao trans (erbar	Sumer rea en reia	çuo uo emo u	e ecolacitadado Sicolai.

<sup>(1)</sup> Correspondente à área total dos elementos verticais.

Largura da secção do painel *simétrico* – B = 635 mm.

(2) Valor numérico.

#### **B.3** CONSTANTE DE TORÇÃO DA SECÇÃO MULTICELULAR

a) **Resolução analítica** – a constante de torção, *J*, da secção de parede fina multicelular do painel em estudo, *vd*. Fig. B.1 (a), é determinada com base nos conceitos da torção uniforme, em elementos com secção fechada, admitindo que esta exibe uma rotação de torção em torno de um ponto, sem se deformar no seu plano. Ao fenómeno estão subjacentes os conceitos da distorção de membrana na superfície média de uma célula (relação entre a tensão tangencial e o módulo de distorção), e do fluxo de corte numa parede de uma célula como sendo a força tangencial (constante) na espessura da parede. Através da circulação das tensões tangenciais numa célula e aplicando o *Método dos Fluxos nas Células* é possível determinar o fluxo de corte nos 7 núcleos rectangulares que compõem o painel, em função do ângulo de torção (por unidade de comprimento do painel). Desprezando as abas de ligação, a secção pode ser assumida simetricamente em relação ao seu centro geométrico, *vd*. Fig. B.1 (b), bastando considerar o fluxo em 4 células, como se ilustra na Figura B.1 (c). Com a secção reduzida à sua linha média, considere-se ainda:

- s coordenada ao longo da linha média da secção,  $\Gamma(ds, troço infinitesimal);$
- r índice da parede de uma célula (r = 1 a 4);
- *i* índice da célula (1 a 7, por simplificação de simetria 1 a 4);
- $f_i$  fluxo de corte na célula *i*;
- $f_{ir}$  fluxo de corte na parede *ir* da célula *i*;
- $t_{ir}$  espessura da parede r da célula i com 4 paredes ( $t_1 = 4$  mm e  $t_2 = 5$  mm);
- $l_{ir}$  comprimento da parede r da célula i com 4 paredes (h = 71 mm e b = 90 mm);
- $A_{m,i}$  área inscrita na linha média da célula *i*.





A circulação das tensões tangenciais de torção pode ser dada pela Eq. (B.1), à esquerda, o que neste caso de secção homogénea (módulo *G* constante) vem simplificada na forma da Eq. (B.1), à direita.

$$\int_{\Gamma_i} \left(\frac{f}{G \cdot t}\right) ds = 2 \cdot \alpha \cdot A_{m,i} \qquad \qquad \int_{\Gamma_i} \left(\frac{f}{t}\right) ds = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot A_{m,i} \qquad (B.1)$$

Como o fluxo de corte e a espessura se mantêm uniformes em cada uma das 4 paredes que compõem as células (idênticas) que formam a secção simétrica, a expressão anterior simplifica-se, tal que para a célula *i* se obtém a expressão:

Circulação dos fluxos de corte..... 
$$\sum_{r=1}^{4} \left( \frac{f_{ir}}{t_{ir}} \right) \cdot l_{ir} = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot A_{m,i}$$
(B.2)

Deste modo, tendo em consideração os parâmetros geométricos (h, b,  $t_1$  e  $t_2$ ), assumidos sobre a secção média, vd. Fig. B.1 (c), obtém-se para cada uma das 7 células as respectivas circulações de fluxos:

Células 1 e 7..... 
$$\left(\frac{f_1}{t_1}\right) \cdot 2b + \left(\frac{f_1}{t_2}\right) \cdot h + \left(\frac{f_1 - f_2}{t_1}\right) \cdot h = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot (b \cdot h)$$
 (B.3-1)

Células 2 e 6..... 
$$\left(\frac{f_2}{t_1}\right) \cdot 2b + \left(\frac{f_2 - f_1}{t_1}\right) \cdot h + \left(\frac{f_2 - f_3}{t_1}\right) \cdot h = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot (b \cdot h)$$
 (B.3-2)

Células 3 e 5..... 
$$\left(\frac{f_3}{t_1}\right) \cdot 2b + \left(\frac{f_3 - f_2}{t_1}\right) \cdot h + \left(\frac{f_3 - f_4}{t_1}\right) \cdot h = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot (b \cdot h)$$
 (B.3-3)

Célula 4 (mediana)..... 
$$\left(\frac{f_4}{t_1}\right) \cdot 2b + \left(\frac{f_4 - f_3}{t_1}\right) \cdot h + \left(\frac{f_4 - f_3}{t_1}\right) \cdot h = 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot (b \cdot h)$$
 (B.3-4)

Substituindo as dimensões nas Eqs. (B.3-1) a (B.3-4), o sistema de equações (4×4) – Eq. (B.4) pode ser naturalmente resolvido permitindo conhecer as 4 incógnitas relativas aos fluxos  $f_1$  a  $f_4$ .

$$\begin{bmatrix} 76,95 & -17,75 & 0 & 0\\ -17,75 & 80,50 & -17,75 & 0\\ 0 & -17,75 & 80,50 & -17,75\\ 0 & 0 & -35,50 & 80,50 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} f_1\\ f_2\\ f_3\\ f_4 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 12600\\ 12600\\ 12600\\ 12600 \end{bmatrix} \cdot G \cdot \alpha$$
(B.4-1)

$$\begin{cases} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{cases} = \begin{cases} f_7 \\ f_6 \\ f_5 \\ f_4 \end{cases} = \begin{cases} 225,395 \\ 267,274 \\ 276,892 \\ 278,629 \end{cases} \cdot \mathbf{G} \cdot \boldsymbol{\alpha}$$
(B.4-2)

A relação entre o momento torsor (*T*) e o ângulo de torção ( $\alpha$ ) pode ser derivada da contribuição da parcela de momento torsor *T<sub>i</sub>*, a que uma dada célula *i* está submetida, sendo estaticamente equivalente ao momento provocado pela resultante *f<sub>i</sub>ds* (de braço *r*). Este deve ser integrado ao longo de toda a linha média da célula *i*, o que tendo em conta o fluxo constante na sua linha média, as contribuições do momento *T<sub>i</sub>*, para cada uma das células, podem ser dadas pela Eq. (B.5).

Momento torsor da célula i..... 
$$T_i = f_i \oint_r (r) ds = f_i \cdot 2 \cdot A_{m,i}$$
 (B.5-1)

$$\begin{pmatrix} T_1 \\ T_2 \\ T_3 \\ T_4 \end{pmatrix} = \begin{cases} T_7 \\ T_6 \\ T_5 \\ T_4 \end{pmatrix} = \begin{cases} f_1 \\ f_2 \\ f_3 \\ f_4 \end{pmatrix} \cdot 2 \cdot G \cdot \alpha \cdot (b \cdot h) = \begin{cases} 2,881 \\ 3,416 \\ 3,539 \\ 3,561 \end{cases} \times 10^6 \cdot G \cdot \alpha$$
(B.5-2)

O momento torsor T aplicado à secção corresponde à seguinte soma de todas as contribuições T<sub>i</sub>:

Momento torsor da secção ..... 
$$T = \sum_{i=1}^{7} T_i = 2 \cdot \sum_{i=1}^{7} f_i \cdot A_{m,i} = 23,233 \times 10^6 \cdot G \cdot \alpha$$
 (B.6)

Substituindo os valores obtidos para os fluxos – Eq. (B.4) na Eq. (B.5-1), obtêm-se os valores das contribuições  $T_i$ , conforme expressos na Eq. (B.5-2), cujo somatório – Eq. (B.6) representa o momento torsor T. Deste modo, a substituição dos fluxos  $f_1$  a  $f_7$  (por simetria,  $f_1$  a  $f_4$ ) na Eq. B.6 permite obter uma relação linear  $T = T(\alpha)$ , entre o momento T e o ângulo  $\alpha$ . A introdução desta relação na relação constitutiva dada pela Eq. (B.7) permite, por último, determinar o valor da constante de torção J da secção multicelular.

Constante de Torção ..... 
$$J = \frac{T}{G \cdot \alpha} \approx 23,233 \times 10^6 \text{ mm}^4$$
 (B.7)

b) **Resolução numérica** – para além da abordagem analítica, a constante de torção *J* foi também obtida por modelação numérica do painel, quer na sua tipologia de *referência (assimétrica)* quer na sua forma *modificada (simétrica)*. Os modelos numéricos foram desenvolvidos com base em elementos finitos do tipo casca (*shells*), recorrendo ao *software* comercial ABAQUS<sup>®</sup>. No parágrafo próprio *§3.3.4.2* do **Capítulo 3** encontram-se descritos os procedimentos mais relevantes referentes à (i) discretização dos painéis e (ii) caracterização do material laminado.

As condições de apoio e de carregamento adoptadas na presente análise numérica (estática linear) pretenderam ir de encontro à simplicidade de resolução do problema em causa. Os apoios dos modelos foram simulados como sendo articulados, restringido todas as translações, em pontos únicos centrais dos banzos superior e inferior dos painéis (nós centrais no comprimento e na largura do painel), *vd.* Fig. B.2. Os carregamentos aplicados nos painéis foram definidos por um par de cargas assimétricas (F = 100 kN) em ambas as secções de extremidade dos modelos dos painéis, *vd*. Fig. B.2. Deste modo, pretendeu-se instalar um momento torsor (T, *binário*) que provocasse um ângulo de rotação máxima por torção ( $\phi_{máx}$ ) simétrica e igual nas duas secções extremas – correspondente à relação entre o deslocamento máximo nas extremidades ( $\delta_{máx}$ ) e a metade da largura dos painéis (B)<sup>1</sup>. Uma vez estabelecido o respectivo ângulo de torção por unidade de comprimento do painel ( $\alpha = \phi_{máx}/L$ ), a constante de torção (J) foi calculada através da relação constitutiva associada aos conceitos da torção uniforme – *cf*. Eq. (B.7).



*Figura B.2*: Configurações deformadas dos painéis para forças aplicadas de 100 kN nas extremidades: (a) painel assimétrico e (b) painel simétrico (escala de cores do deslocamento vertical  $U_3 = U_Z$ , em *mm*).

Na Tabela B.3 podem ser consultados os parâmetros de cálculo da constante *J* nas duas tipologias do painel multicelular, de acordo com os respectivos valores obtidos numericamente dos modelos da Figura B.2 submetidos à torção. Os valores das constantes *J* foram os assumidos nas investigações da actual tese.

Painel	F	Т	δ <sub>máx</sub>	<b>ф</b> <sub>máx</sub>	α	$\mathbf{J}$ [mm <sup>4</sup> ]	
	[kN]	[kN.m]	[mm]	[rad]	[rad/m]	$(G_{ef} = 2, 8 \text{ GPa})$	$(G_{ef} = 3,0 \text{ GPa})$
Assimétrico	100	63	649	2,059	0,824	27,4×10 <sup>6</sup>	25,5×10 <sup>6</sup>
Simétrico			675	2,143	0,857	26,3×10 <sup>6</sup>	24,5×10 <sup>6</sup>

Tabela B.3: Parâmetros de cálculo da constante de torção J, função do módulo de distorção "efectivo" Gef.

Para o módulo de distorção do painel ( $G_{ef}$  = 2,8 GPa), assumido nas investigações, a constante de torção determinada analiticamente – Eq. (B.7) apresenta uma variação de cerca de 12% face ao valor obtido numericamente do modelo correspondente (painel *simétrico*). Faz-se notar que, admitindo um módulo "efectivo"  $G_{ef}$  superior, os valores analítico e numérico aproximam-se consideravelmente.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup>  $B = 630 \text{ mm} - \text{largura do painel entre nós extremos das células de extremidade (igual em ambas as secções), correspondentes aos pontos de registo dos deslocamentos <math>\delta_{máx}$ .

#### B.4 TEORIA CLÁSSICA DOS COMPÓSITOS LAMINADOS – CLT

A Teoria Clássica dos Compósitos Laminados (CLT) permite estimar a resposta do laminado em termos de rigidez, no sistema global de eixos, a partir das propriedades de cada lâmina convertidas para esse referencial global. Em complementaridade com as hipóteses assumidas atrás, ao nível da lâmina, a teoria CLT admite outras simplificações adicionais [**3.13,3.14**], tais como:

- União perfeita entre lâminas, com ligações infinitesimais não deformáveis por corte;
- Compatibilidade dos deslocamentos ao longo das superfícies de fronteira das várias lâminas, de tal modo que não podem ocorrer deslizamentos relativos entre elas;
- Deslocamentos e deformações muito pequenos quando comparados com a espessura do laminado;
- Deformações por corte desprezáveis (tensões interlaminares pequenas), *i.e.*, as normais às superfícies médias conservam-se normais após a deformação;
- Extensão normal ao plano médio do laminado desprezável,  $\mathcal{E}_z$ , face às extensões no plano,  $\mathcal{E}_x \in \mathcal{E}_y$ ;
- Relações constitutivas e cinemáticas lineares.

Estas hipóteses, à excepção das duas primeiras, são concordantes com as da teoria de placas formulada por **Kirchhoff**, de que os deslocamentos no plano são funções lineares da coordenada segundo a espessura do laminado, cujo comportamento do laminado pode ser reduzido no seu plano médio por:

$$Deformações no Laminado \dots \left\{ \begin{array}{c} \varepsilon_{x} \\ \varepsilon_{y} \\ \gamma_{xy} \end{array} \right\} = \left\{ \begin{array}{c} \varepsilon_{x}^{0} \\ \varepsilon_{y}^{0} \\ \gamma_{xy}^{0} \end{array} \right\}^{Membrana} + z \cdot \left\{ \begin{array}{c} \chi_{x} \\ \chi_{y} \\ \chi_{xy} \end{array} \right\}^{Flexão / Torção}$$
(B.8)

em que, *z* representa a distância ao plano médio do laminado, as deformações de membrana dizem respeito às extensões / distorções no centro do laminado e as deformações de flexão / torção representam as curvaturas em torno do plano médio. Substituindo a variação das deformações ao longo da espessura na relação constitutiva *tensão – extensão* de cada lâmina, *vd*. Eq. (B.9), no sistema de coordenadas global, tem-se:

$$Tens\tilde{o}es \ na \ L\hat{a}mina \ k.... \left\{ \begin{matrix} \boldsymbol{\sigma}_{x} \\ \boldsymbol{\sigma}_{y} \\ \boldsymbol{\tau}_{xy} \end{matrix} \right\}_{k} = \begin{bmatrix} \overline{\underline{Q}}_{11} & \overline{\underline{Q}}_{12} & \overline{\underline{Q}}_{16} \\ \overline{\underline{Q}}_{12} & \overline{\underline{Q}}_{22} & \overline{\underline{Q}}_{26} \\ \overline{\underline{Q}}_{16} & \overline{\underline{Q}}_{26} & \overline{\underline{Q}}_{66} \end{bmatrix}_{k} \cdot \left\{ \begin{cases} \boldsymbol{\varepsilon}_{x}^{0} \\ \boldsymbol{\varepsilon}_{y}^{0} \\ \boldsymbol{\gamma}_{xy}^{0} \end{cases} + z \cdot \begin{cases} \boldsymbol{\chi}_{x} \\ \boldsymbol{\chi}_{y} \\ \boldsymbol{\chi}_{xy} \end{cases} \right\} \right\}$$
(B.9)

**-** . .

Repara-se que, o facto da matriz  $\overline{Q}_k$  poder variar de lâmina para lâmina, a distribuição das tensões na espessura do laminado não será necessariamente linear, apesar da variação das deformações o ser [3.15].

Os esforços resultantes ao longo das fronteiras do laminado (por unidade de comprimento) são obtidos por integração das tensões em cada lâmina k, ao longo da espessura t do laminado. O uso da integração deve-se às descontinuidades da distribuição das tensões entre as várias lâminas.

Esforços de membrana (forças resultantes)

Esforços de flexão/torção (momentos resultantes)

$$\begin{cases} N_x \\ N_y \\ N_{xy} \end{cases} = \int_{-t/2}^{t/2} \begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{cases} dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} \begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{cases} dz \qquad \begin{cases} M_x \\ M_y \\ \tau_{xy} \end{cases} = \int_{-t/2}^{t/2} z \cdot \begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{cases} dz = \sum_{k=1}^N \int_{z_{k-1}}^{z_k} z \cdot \begin{cases} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{cases} dz \qquad (B.10)$$

Nas Eqs. (B.10),  $z_k$  representa a distância desde a superfície média do laminado à superfície superior da lâmina k. A aplicação do somatório nas expressões à direita de ambos os tipos de esforços resultantes traduz a soma dos efeitos das N lâminas k, (número total), que compõem o laminado, vd. Figs. B.3 e B.4.



Figura B.3: Estratificação das lâminas no laminado. <sup>Adaptado [3.16]</sup> Figura B.4: Esfo

Figura B.4: Esforços resultantes no laminado [3.16].

Por fim, substituindo a Eq. (B.9) nas Eqs. (B.10) do equilíbrio das forças e das rotações garante-se a contabilização da contribuição de cada lâmina, *k*, para a rigidez global do laminado que, escrito simplificadamente, os esforços resultantes vêm da seguinte forma:

Esforços de membrana (forças resultantes)

 $\Downarrow$ 

Esforços de flexão/torção (momentos resultantes)

∜

$$\{N\} = \sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \left\{ \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} \left\{\varepsilon^{0}\right\} dz + \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z \cdot \left\{\chi\right\} dz \right\} \qquad \qquad \{M\} = \sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \left\{ \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z \cdot \left\{\varepsilon^{0}\right\} dz + \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z^{2} \cdot \left\{\chi\right\} dz \right\} \qquad \qquad (B.11)$$

$$\left(\sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} 1 \, dz\right) \cdot \left\{\varepsilon^{0}\right\} + \left(\sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z \, dz\right) \cdot \left\{\chi\right\} \quad \left(\sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z \, dz\right) \cdot \left\{\varepsilon^{0}\right\} + \left(\sum_{k=1}^{N} \left[\overline{Q}_{k}\right] \cdot \int_{z_{k-1}}^{z_{k}} z^{2} \, dz\right) \cdot \left\{\chi\right\} \quad (B.12)$$

$$\uparrow \qquad \uparrow$$

$$\{N\} = [A] \cdot \{\varepsilon^0\} + [B] \cdot \{\chi\} \qquad \{M\} = [B] \cdot \{\varepsilon^0\} + [D] \cdot \{\chi\} \qquad (B.13)$$

As passagens simplificativas das Eqs. (B.11) e (B.12) devem-se à constância da matriz  $\overline{Q}_k$  e ao facto das deformações,  $\varepsilon e \chi$ , representarem valores na superfície média do laminado e não funções de *z*, possibilitando as suas remoções dos integrais. Na forma descrita por último – Eq. (B.13), foram introduzidas as matrizes de rigidez do laminado  $A_{ij}$ ,  $B_{ij} e D_{ij}$ , que permitem resumir matricialmente as relações esforços – deformações do laminado (ou vice-versa) da seguinte maneira:

Esforços – Deformações (*inversamente*) Deformações – Esforços
$$\left\{ \underbrace{\underline{N}}_{l-1} \\ \underline{\underline{M}}_{l-1} \\ \underline{\underline{M}}_{l-1} \\ \underline{\underline{N}}_{l-1} \\ \underline{\underline{N}}_{$$

em que, por exemplo, para o caso da relação entre os esforços resultantes e as deformações, os elementos das matrizes de rigidez vêm definidos através das expressões que se seguem:

Membrana (axial) ..... 
$$A_{ij} = \int_{-\frac{h_2}{2}}^{\frac{h_2}{2}} \overline{Q}_{ij} \cdot 1 \, dz = 1 \cdot \sum_{k=1}^{N} \left( \overline{Q}_{ij} \right)_k \cdot \left( z_k - z_{k-1} \right)$$
  $i, j = 1, 2, 6$  (B.15-1)

$$Ligação \ axial - flexão \dots B_{ij} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \overline{Q}_{ij} \cdot z \ dz = \frac{1}{2} \cdot \sum_{k=1}^{N} \left( \overline{Q}_{ij} \right)_{k} \cdot \left( z_{k}^{2} - z_{k-1}^{2} \right) \qquad i, j = 1, 2, 6$$
(B.15-2)

Flexão ..... 
$$D_{ij} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \overline{Q}_{ij} \cdot z^2 \, dz = \frac{1}{3} \cdot \sum_{k=1}^{N} \left( \overline{Q}_{ij} \right)_k \cdot \left( z_k^3 - z_{k-1}^3 \right) \qquad i, j = 1, 2, 6$$
 (B.15-3)

ou, em alternativa,

Matrizes de rigidez..... 
$$(A_{ij}, B_{ij}, D_{ij}) = \sum_{k=1}^{N} \left(\overline{Q}_{ij}\right)_{k} \cdot t_{k} \cdot \left(1, \overline{z}_{k}, \overline{z}_{k}^{2} + \frac{t_{k}^{2}}{12}\right)$$
  $i, j = 1, 2, 6$  (B.16)

onde,  $t_k$  é a espessura da lâmina  $k \in \overline{z_k}$  significa a distância entres as superfícies médias do laminado e da lâmina k, cf. Fig. B.3. Sublinha-se ainda que, por norma, é preferível analisar o comportamento dos laminados através das deformações (relação à direita da Eq. (B.14), as quais se mantêm contínuas ao longo da espessura total do laminado, ao contrário da descontinuidade das tensões que caracteriza os compósitos laminados multidireccionais. As matrizes de flexibilidade,  $\alpha_{ij}$ ,  $\beta_{ij}$ ,  $\omega_{ij}$  e  $\delta_{ij}$  são obtidas das matrizes de rigidez, devendo notar-se que genericamente não existe reciprocidade entre as matrizes  $\beta_{ij} \in \omega_{ij}$ (*i.e.*, as matrizes são desiguais).

### B.5 ENSAIOS À PERFURAÇÃO ESTÁTICA

Tabela B.4: Especificações e espessuras dos provetes ensaiados à perfuração quasi-estática (P.).

#	Série – Provete	Geometria	Protecção	Perfurador	Espessura [mm]
(#01)	P.3C.PU.10H	3C	PU	10H	3,80
(#02)	P.3C.SP.10H	3C	SP	10H	3,75
(#03)	P.1C.SP.10H	1C	SP	10H	4,30
(#04)	P.1C.PU.10H	1C	PU	10H	4,90
(#05)	P.1C.PU.10H	1C	PU	10H	3,58
(#06)	P.1C.SP.10H	1C	SP	10H	3,70
(#07)	P.3C.PU.10H	3C	PU	10H	3,88
(#08)	P.3C.PU.10H	3C	PU	10H	4,25
(#09)	P.3C.SP.10H	3C	SP	10H	4,29
(#10)	P.3C.SP.10H	3C	SP	10H	3,75
(#11)	P.1C.PU.10H	1C	PU	10H	4,25
(#12)	P.1C.SP.10H	1C	SP	10H	3,75
(#13)	P.1C.PU.10H	1C	PU	10H	3,73
(#14)	P.3C.SP.10H	3C	SP	10H	4,30
(#15)	P.3C.LY.10H	3C	LY	10H	5,00
(#16)	P.3C.LY.10H	3C	LY	10H	5,50
(#17)	P.3C.LY.10H	3C	LY	10H	5,40
(#18)	P.1C.PU.10F	1C	PU	10F	4,15
(#19)	P.1C.PU.10F	1C	PU	10F	3,85
(#20)	P.1C.PU.10F	1C	PU	10F	4,25
(#21)	P.3C.SP.10F	3C	SP	10F	3,85
(#22)	P.3C.SP.10F	3C	SP	10F	4,40
(#23)	P.3C.SP.10F	3C	SP	10F	4,30
(#24)	P.LM.SP.10F	LM	SP	10F	4,00
(#25)	PLM.SP.10F	LM	SP	10F	4,21
(#26)	P.LM.SP.10F	LM	SP	10F	3,82
(#27)	P.LM.SP.10H	LM	SP	10H	4,16
(#28)	P.LM.SP.10H	LM	SP	10H	4,22
(#29)	P.LM.SP.10H	LM	SP	10H	4,30
(#30)	P.LM.LY.10H	LM	LY	10H	4,90
(#31)	P.LM.LY.10H	LM	LY	10H	5,10
(#32)	P.LM.LY.10H	LM	LY	10H	5,15
(#33)	P.LM.SP.6H	LM	SP	6H	3,85
(#34)	P.LM.SP.6H	LM	SP	6H	3,77
(#35)	P.LM.SP.6H	LM	SP	6H	3,80
(#36)	P.1C.PU.6H	1C	PU	6H	3,75
(#37)	P.1C.PU.6H	1C	PU	6H	3,81
(#38)	P.3C.SP.6H	3C	SP	6H	4,30
(#39)	P.3C.SP.6H	3C	SP	6Н	4,35

*média*  $\pm dp$ . 4,22  $\pm$  0,48
#### B.6 METODOLOGIAS GRÁFICAS NORMATIVAS – EN 13706:2002 [3.21]

A base das metodologias que se propõem foi inicialmente aplicada por **Bank** [3.64], seguindo os trabalhos de **Fisher** *et al.* [3.82] em material compósito, mas abordando o conceito de constante elástica experimental ao nível do elemento de viga pultrudida de FRP, com secção de parede laminada fina. O facto deste método permitir a determinação simultânea das duas constantes, a aplicar na teoria de vigas de **Timoshenko**, torna-o reconhecido nas referências bibliográficas usualmente por *método simultâneo*.

A utilização desta metodologia encontra-se ilustrada na norma de ensaio EN 13706:2002 [3.21] para vigas submetidas à flexão em 3P, aliás como tem sido aplicada na generalidade dos trabalhos experimentais para caracterização de vigas de secção compacta e de parede fina e, ainda, de painéis sanduíche, **Davalos** *et al.* [3.36], **Barbero** *et al.* [3.81] e Mottram [3.83]. Uma vez que os painéis foram solicitados à flexão em 3P, o método foi aplicado na sua versão original sobre a série de ensaios em serviço, através da Eq. (3.10) que permite calcular a flecha máxima ( $\delta_{máx} = \delta$ ) numa viga simplesmente apoiada. Expõe-se de seguida duas versões de abordar a equação de **Timoshenko** – Eq. (3.10), modificando-a pela divisão ou da quantidade *F.L* – Método A ( $1^a versão$ ) ou *F.L<sup>3</sup>* – Método B ( $2^a versão$ ).

$$M\acute{e}todo A (I^{a} versão) \dots \frac{\delta}{F \cdot L} = \left(\frac{1}{48 \cdot E_{ef} \cdot I}\right)_{declive} \cdot L^{2} + \left(\frac{1}{4 \cdot K_{s} \cdot G_{ef} \cdot A}\right)_{origem}$$
(B.17)

$$M\acute{e}todo B (2^{a} versão) \dots \frac{\delta}{F \cdot L^{3}} = \left(\frac{1}{4 \cdot K_{s} \cdot G_{ef} \cdot A}\right)_{declive} \cdot \frac{1}{L^{2}} + \left(\frac{1}{48 \cdot E_{ef} \cdot I}\right)_{origem}$$
(B.18)

Ambas as expressões modificadas – Eqs. (B.17) e (B.18), podem ser interpretadas como equações lineares em que os declives e as ordenadas na origem estão directamente relacionados com as constantes elásticas do perfil. Efectuando a respectiva correspondência entre variáveis de cada recta das duas versões, tem-se  $L^2$  e  $1/L^2$  como independentes (eixo das abcissas) e as relações à esquerda das igualdades como as variáveis dependentes (eixo das ordenadas), *e.g.*, Método B ( $2^a$  versão) ilustrado na Figura B.5.



Figura. B.5: Método gráfico B ( $2^{a} versão$ ) de avaliação experimental das propriedades  $D_{ef} \in F_{ef}$ .

As rectas acima descritas são determinadas com base no registo dos deslocamentos máximos ( $\delta$ ), para um dado valor de carga (F), em pelo menos dois vãos de ensaio (L) de um perfil à flexão, visto que cada ensaio gera uma "nova" equação de **Timoshenko** com os dois parâmetros de rigidez incógnitos:  $D_{ef} \in F_{ef}$  (ou  $E_{ef} \in G_{ef}$  numa mesma secção). Obviamente que quanto maior for o número de registos experimentais, maior será o refinamento da discretização associada ao ajuste estimativo das rectas (e.g., por regressão linear usando o Método dos Mínimos Quadrados), reduzindo subsequentemente o erro envolvido na previsão das propriedades elásticas – Eqs. (B.19) e (B.20).

Módulo de elasticidade "efectivo" Módulo de distorção "efectivo"

$$M\acute{e}todo A \dots E_{ef} = \frac{1}{48} \cdot \left(\frac{1}{I \cdot declive}\right) \dots G_{ef} = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{1}{K_s \cdot A \cdot origem}\right)$$
(B.19)

$$M\acute{e}todo B \dots E_{ef} = \frac{1}{48} \cdot \left(\frac{1}{I \cdot origem}\right) \dots G_{ef} = \frac{1}{4} \cdot \left(\frac{1}{K_s \cdot A \cdot declive}\right)$$
(B.20)

Consoante a versão seguida, os valores correspondentes aos declives e às ordenadas na origem das rectas permitem retirar os parâmetros globais de rigidez (*cf.* Fig. B.5), ou, por substituição das propriedades geométricas da secção (*I*, *A* e  $K_S$ ), obter individualmente os módulos "efectivos" – Eqs. (B.19) e (B.20). Simplificadamente, o factor de corte de **Timoshenko** pode ser assumido unitário ( $K_S = 1$ ) considerando a área da secção (*A*) igual à área de corte ( $A_S$ ), que no caso dos perfis-I corresponde à área das almas ( $A_W$ ).

### **B.7 ENSAIOS ESTÁTICOS EM FLEXÃO**











*Figura B.9*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.4 nos vãos: (a) 1.500 mm, (b) 2.000 mm e (c) 2.400 mm.



*Figura B.10*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.A nos vãos: (a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm e (e) 2.400 mm.



*Figura B.11*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.B nos vãos:

(a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm e (e) 2.400 mm.



*Figura B.12*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.C nos vãos:

(a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm e (e) 2.400 mm.



*Figura B.13*: Curvas  $F - \delta$  do painel FLn.D nos vãos:

(a) 800 mm, (b) 1.150 mm, (c) 1.500 mm, (d) 2.000 mm e (e) 2.400 mm.

## **B.8** ENSAIOS DINÂMICOS EM FLEXÃO

	F	F <b>requência –</b> <i>f</i> [H	łz]	Amortecimento – $\boldsymbol{\xi}[\%]$				
Processo de excitação	Modo d	e flexão   Modo	de torção	Modo de flexão   Modo de torção				
	1.500	2.000	2.400	1.500	2.000	2.400		
	66,3   -	45,4   75,0	33,4   55,4	0,38   -	0,40   1,20	0,78   0,51		
Contrada	65,9   -	45,3   72,6	33,7   55,1	0,39   -	- 1,71	0,82   0,69		
(i 1)	66,3   -	51,9   71,8	28,1   55,2	0,39   -	0,60   1,32	— I —		
(1.1)	66,4   -	51,6   65,9	- 54,5	0,37   -	0,57   -	- I -		
	66,3   -	44,5   66,2	28,3   55,4	_   _	0,55   0,85	0,53   0,56		
	66,6   111,2	52,1   70,9	34,6   53,9	0,26   0,46	0,64   1,02	0,58   0,90		
Evoôntrico	66,4   112,0	— I —	36,8   54,0	— I —	— I —	0,73   0,84		
Excentrica	68,5   111,9	51,9   68,1	36,5   53,5	— I —	0,54   0,81	0,96   1,21		
(1.2)	66,1   112,3	52,4   58,9	36,0   54,8	0,17   0,47	0,59   0,88	0,61   -		
	66,3   111,4	51,0   69,1	36,2   55,1	0,66   0,35	1,06   1,54	0,75  -		
	66,2   111,7	45,4   -		0,33   0,41	0,38   1,19			
Dalda	66,8   112,0	43,9   -		0,26   0,53	— I —			
	66,6   111,9	44,7   -	_	0,32   0,39	0,41   1,45	_		
(11)	66,1   112,3	44,8   69,4		0,42   0,40	0,37   1,72			
	66,3   111,2	49,8   67,4		0,43   0,38	0,51   1,22			

*Tabela B.5*: Registo das propriedades dinâmicas ( $f \in \xi$ ) dos modos de vibração do painel *simples* – FDn.1.

*Tabela B.6*: Registo das propriedades dinâmicas ( $f \in \xi$ ) dos modos de vibração do painel *híbrido* – FDc.2.

	l	F <b>requência –</b> <i>f</i> []	Hz]	An	Amortecimento – $\boldsymbol{\xi}[\%]$			
Processo de excitação	Modo d	le flexão   Modo	de torção	Modo d	Modo de flexão   Modo de torção			
3	1.500	2.000	2.400	1.500	2.000	2.400		
	61,6   97,2	43,4   -	32,7  -	0,34   0,05	0,31   -	0,44   -		
Contrada	61,8   97,2	43,0   -	32,2   -	0,25   0,06	0,43   -	0,50   -		
(i 1)	61,6 97,3	43,0   -	- I -	0,29   0,03	0,44   -	-   -		
(1.1)	62,1   99,9	43,6   -	32,8   -	0,16   0,03	0,34   -	0,33   -		
	61,8   97,2	43,1  -	32,8   -	0,26   0,05	0,30   -	0,32   -		
	62,1   96,2	43,4   81,0		0,19   0,46	0,25   0,54			
Evoôntrico	61,7   95,2	43,0   81,0		0,20   0,36	0,42   0,59			
Excentrica	62,1   95,3	43,0   81,7	_	0,19 0,44	0,40   0,77	-		
(1.2)	62,1   97,2	43,1   80,7		0,20   0,28	0,39   0,57			
	61,8   97,2	43,1   80,7		0,18 0,49	0,35   0,53			
	62,1   95,3	43,0   80,8	32,2   -	0,16 0,33	0,37   -	0,42   -		
Dalda	62,0   96,1	42,8   83,3	32,2   -	0,25   0,55	0,39   -	0,45   -		
	62,3   95,8	42,8   80,0	32,3   -	0,19 0,56	0,38   -	0,49   -		
(11)	62,0   96,3	43,3   -	32,2   -	0,19   -	0,31   -	0,48   -		
	62,0   95,3	43,0   82,2	31,9   -	0,27  -	0,35   -	0,63   -		

#### B.9 FORMULAÇÃO PARA O FACTOR DE TIMOSHENKO DA SECÇÃO DO PAINEL

Considere-se a secção transversal do painel multicelular definida no plano Y-Z, ao longo do seu eixo longitudinal na coordenada X, *vd*. Fig. B.14 (a). No problema de flexão com esforço transverso, o painel flecte na direcção Z sujeito a carregamento transversal no plano X-Z. Desprezando as abas de ligação, a secção pode ser assumida com dupla simetria em relação ao seu centro geométrico, *vd*. Fig. B.14 (b), em particular com respeito ao plano X-Z, além da própria simetria do carregamento aplicado.



*Figura B.14*: Secção multicelular: (a) real; (b) à linha média, simplificada sem abas e (c) à linha média simplificada por simetria e com fluxos de células (dimensões em, *mm*).

A geometria da secção do painel composta por n = 7 células é descrita em termos das seguintes coordenadas, juntamente com outros parâmetros de interesse:

- *s* coordenada ao longo da linha média da secção (*ds*, troço infinitesimal);
- *n* coordenada normal à linha média da secção;
- $\theta$  ângulo de inclinação da linha de contorno;
- *i* índice da célula (1 a 7, por simplificação de simetria 1 a 4);
- $f_i$  fluxo de corte na célula i;
- $t_i$  espessura da parede da célula  $i (t_1 = 4 \text{ mm e } t_2 = 5 \text{ mm}).$

Materialmente, a secção é construída por laminados ortotrópicos que são orientados segundo um direcção de ortotropia (principal) paralela ao eixo longitudinal do painel. Cada parede laminada (banzos e almas) é caracterizada pelas propriedades: (i)  $E_x \equiv E_L$  – módulo de elasticidade longitudinal, (ii)  $G_{sx} \equiv G_{LT}$ – módulo de distorção e (iii)  $v_{sx} \equiv v_{LT}$  – coeficiente de Poisson (principal), ambos no plano do laminado.

#### > Formulação do factor de corte de Timoshenko – Ks

O factor de corte  $K_s$  introduzido na teoria de vigas de **Timoshenko**, para secções de parede fina isotrópica, pode ser derivado num factor "modificado"  $K^*$ , particular para secções compósitas ortotrópicas:

Factor de corte modificado ......  $K^* = \frac{I}{\left[\frac{1}{2}\oint(\pm v_{sx} \cdot s^2 \cdot t)ds + \frac{A}{I} \cdot \oint(z \cdot \psi \cdot t)ds\right]}$  (B.21)

As integrações de linha são efectuadas no contorno da linha média da secção, cujo sinal "±"<sup>1</sup> depende da direcção da integração na secção. A função  $\psi$ , em denominador, designa uma função de flexão de modificada que serve para relacionar as tensões tangenciais e o deslocamento axial do elemento. A consideração na Eq. (B.21) do coeficiente de Poisson transversal ao plano,  $v_{nx} \equiv v_{TL}$  (*menor*), permite descrever a deformação lateral nas paredes finas do painel numa direcção normal à linha de contorno, *n*. Desse modo, a Eq. (B.21) vem reescrita na seguinte forma:

Factor de corte modificado...... 
$$K^* = \frac{I}{\left[\frac{1}{2}\oint(v_{yx}\cdot y^2\cdot t)ds - \frac{1}{2}\oint(v_{zx}\cdot z^2\cdot t)ds + \frac{A}{I}\cdot\oint(z\cdot\psi\cdot t)ds\right]}$$
 (B.22)

em que, as funções de flexão  $\psi$  para ambas as paredes laminadas são descritas pelas Eqs. (B.23) e (B.24).

Paredes horizontais...... 
$$G_{sx} \cdot \left(\frac{\partial \psi}{\partial y}\right) = \frac{E_x \cdot I}{V \cdot sen\theta} \cdot \tau_{sx} + G_{sx} \cdot \left(v_{sx} \cdot z \cdot y\right)$$
 (B.24)

As propriedades de corte (módulo  $G_{sx}$  e coeficiente  $v_{sx}$ ) dizem respeito ao painel em consideração, bem como as tensões tangenciais  $\tau_{sx}$  instaladas no painel em causa. O problema da determinação destas tensões de corte está condicionado pela geometria da secção de parede fina: (i) aberta ou tubular simétrica única e (ii) multicelular simétrica. Ao contrário do equilíbrio estático intrínseco às secções (i), a segunda tipologia (ii) exige uma resolução não convencional, conforme se procederá para secção em análise.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> "+" integração na direcção transversal (Y) e "–" integração na direcção vertical (Z).

No caso de se considerarem propriedades mecânicas distintas entre as paredes que compõem a secção, o momento de inércia (I) e área da secção transversal (A) devem ser transformados em relação ao módulo  $E_x$ . Porém, as propriedades de corte no plano das paredes laminadas não vêm alteradas na secção (mantendo-se igualmente ambas as propriedades na parede em causa).

Da aplicação das Eqs. (B.22) e (B.23) resultam factores de corte iguais aos obtidos por **Cowper [3.99]**, por consideração de constantes isotrópicas. Na realidade, em muitos dos materiais pultrudidos de GFRP, a ortotropia dos laminados pode ser aproximada por um comportamento transversalmente isotrópico, *i.e.*,  $v_{sx} = v_{nx}$ , sendo possível a utilização das Eqs. (B.22) e (B.23). Alternativamente, deve ser utilizada a Eq. (B.21), se assumida como desprezável a contribuição da variação dos laminados na sua espessura.

#### Circulação dos fluxos de corte em secções multicelulares

Ao contrário das secções de parede fina aberta ou tubular (de uma só célula), a distribuição das tensões de corte nas secções multicelulares é um problema estaticamente indeterminado. A solução fica condicionada à imposição de condições de compatibilidade, de modo a ser nulo o deslocamento relativo, devido ao empenamento de cada célula, no integral de linha considerado ao longo de todo o contorno da secção. A condição de compatibilidade para uma célula *i* arbitrária pode ser escrita da seguinte forma,

Condição de compatibilidade ..... 
$$\oint_{s_{ij}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_i}{t_i} \right) ds = 0$$
(B.25)

Por consequência do problema hiperestático em causa, o fluxo de corte  $f_i$ , em cada célula *i*, corresponde à soma do fluxo constante  $\overline{f_i}$  (imposto) com a parcela do fluxo variável admitindo a secção "aberta"  $f_{i,o}$ , cortada num ponto, em cada um dos seus núcleos tubulares – Eq. (B.26). Para a secção em estudo foram assumidas aberturas na zona central dos banzos superiores dos núcleos celulares, tal como se esquematiza na Figura B.14 (c).

$$Hiperestatia.....f_i = \overline{f_i} + f_{i,o}$$
(B.26)

Por conseguinte, a Eq. (B.26) pode ser reescrita na forma abaixo,

$$\oint_{s_{i}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{\overline{f_i}}{t_i} \right) ds + \oint_{s_{i}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i,o}}{t_i} \right) ds = 0$$
(B.27)

O facto de se tratar de uma secção multicelular simétrica, com células adjacentes, facilmente se constata que os fluxos nas paredes comuns de uma célula *i* se relacionam com os fluxos nas respectivas células

contíguas i-1 e i+1. Desse modo, as parcelas relativas ao fluxo indeterminado geram três incógnitas na situação comum de célula intermediada por outras duas simétricas, passando a duas incógnitas no caso das células de extremidade. A Eq. (B.27) pode ser então reescrita na forma:

$$\oint_{s,i(i-1)} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{\overline{f_{i-1}}}{t_i} \right) ds + \oint_{s,i} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{\overline{f_i}}{t_i} \right) ds + \oint_{s,i(i+1)} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{\overline{f_{i+1}}}{t_i} \right) ds + \oint_{s,i} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i,o}}{t_i} \right) ds = 0$$
(B.28)

A formulação anterior – *circulação das tensões tangenciais por corte*, não entra em linha de conta com a distorção lateral da secção transversal por efeito de Poisson, sendo este responsável por modificar as tensões tangenciais. Nesse sentido, deve ser introduzido um termo adicional à Eq. (B.28) que contabilize os efeitos da distorção lateral na secção multicelular, passando essa condição a incluir o integral de linha do designado – fluxo de corte de Poisson –  $f_{i,v}$ , como se representa na Eq. (B.29).

$$\oint_{s_{i}:(i-1)} \left( \frac{1}{G_{sx} \cdot t} \right) ds \cdot \overline{f_{i-1}} + \oint_{s_{i}} \left( \frac{1}{G_{sx} \cdot t} \right) ds \cdot \overline{f_{i}} + \oint_{s_{i}:(i+1)} \left( \frac{1}{G_{sx} \cdot t} \right) ds \cdot \overline{f_{i+1}} + \\
\oint_{s_{i}:} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i,o}}{t} \right) ds + \oint_{s_{i}:} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i,v}}{t} \right) ds = 0$$
(B.29)

O fluxo de corte de Poisson somente toma valores quando a secção é tubular com uma ou mais células. No caso das secções abertas (I, T, C) o fluxo é nulo, assim como em secções unicelulares simétricas em relação ao plano transversal do carregamento. De facto, se a secção transversal é constituída por mais de uma célula e a secção mantém a simetria relativamente ao eixo vertical, então, o fluxo é nulo na célula central mediana que contem a origem do sistema de coordenadas.

Para secções compósitas constituídas por paredes finas possuindo constantes elásticas distintas, ainda que simétricas em relação ao eixo vertical, o fluxo de corte de Poisson  $f_{i,v}$  é obtido para a célula *i* por integração ao longo das paredes verticais e horizontais através das respectivas Eqs. (B.30) e (B.31).

Para secções isotrópicas ( $G_{sx} = G$ ), o fluxo de corte de Poisson  $f_{i,v}$  pode ser obtida da seguinte expressão:

Isotrópico..... 
$$f_{i,v}^{iso} = \frac{Vt}{I} \cdot \left(\frac{v \cdot G}{4 \cdot (1+v)}\right) \cdot \left[\cos\theta \cdot \left(z^2 - y^2\right) + sen\theta \cdot (2zy)\right]$$
 (B.32)

#### > Resolução da formulação

A Eq. (B.29) pode ser dada de uma forma simplificada, tendo em conta os fluxos constantes (impostos), o que permite reescrevê-la num modo generalizável reduzido através da expressão:

$$\delta_{i.(i-1)} \cdot \overline{f_{i-1}} + \delta_{i.(i)} \cdot \overline{f_i} + \delta_{i.(i+1)} \cdot \overline{f_{i+1}} + \delta_{i.o} + \delta_{i.v} = 0$$
(B.33)

em que, os termos  $\delta$  são designados os coeficientes de influência, associados aos integrais de linha. As parcelas  $\overline{f}$  correspondem às incógnitas do fluxo de corte constante "corrigido" em cada célula: *i*, *i*–1 e *i*+1. Assim, os fluxos constantes foram determinados com base na resolução de um sistema de *n* equações de deformação compatível – Eq. (B.34), tendo sido estas derivadas para cada célula da secção, *cf*. Eq. (B.33).

$$\begin{cases} \delta_{4,3} \cdot \overline{f_3} + \delta_{4,4} \cdot \overline{f_4} + \delta_{4,3} \cdot \overline{f_3} + \delta_{4,o} + \delta_{4,v} = 0 \\ \delta_{3,2} \cdot \overline{f_2} + \delta_{3,3} \cdot \overline{f_3} + \delta_{3,4} \cdot \overline{f_4} + \delta_{3,o} + \delta_{3,v} = 0 \\ \delta_{2,1} \cdot \overline{f_1} + \delta_{2,2} \cdot \overline{f_2} + \delta_{2,3} \cdot \overline{f_3} + \delta_{2,o} + \delta_{2,v} = 0 \\ \delta_{1,1} \cdot \overline{f_1} + \delta_{1,2} \cdot \overline{f_2} + \delta_{1,o} + \delta_{1,v} = 0 \end{cases}$$
(B.34-1)  
$$\begin{bmatrix} 0 & 0 & 2 \cdot \delta_{4,3} & \delta_{4,4} \\ 0 & \delta_{3,2} & \delta_{3,3} & \delta_{3,4} \\ \delta_{2,1} & \delta_{2,2} & \delta_{2,3} & 0 \\ \delta_{1,1} & \delta_{1,2} & 0 & 0 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \overline{f_1} \\ \overline{f_3} \\ \overline{f_3} \\ \overline{f_4} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \delta_{4,o} + \delta_{4,v} \\ \delta_{3,o} + \delta_{3,v} \\ \delta_{2,o} + \delta_{2,v} \\ \delta_{1,o} + \delta_{1,v} \end{bmatrix}$$
(B.34-2)

Os termos  $\delta$  para fluxos unitários foram obtidos da integração de constantes quer no contorno de cada célula, quer nas paredes que lhe são adjacentes, conforme se mostra na Tabela B.7, que lista os resultados das respectivas integrações para as várias células (sob simetria).

Célula	$\delta_{i.(i-1)}$   Parede <i>i–1</i>	$\delta_{\mathrm{i},\mathrm{i}}$   Célula $i$	$\delta_{\mathrm{i.(i+1)}}$   Parede <i>i</i> +1
i = 2-6 i = 3-5 i = 4	$-rac{h}{G_{sx}\cdot t_1}$	$\frac{2}{G_{sx}\cdot t_1}\cdot (b+h)$	h
<i>i</i> = 1-7	_	$\frac{1}{G_{sx} \cdot t_1} \cdot (2b+h) + \frac{h}{G_{sx} \cdot t_2}$	$G_{sx} \cdot t_1$

Tabela B.7: Termos de influência para fluxos de corte unitários,  $\delta_i$ .

Como anteriormente referido, para levantar a indeterminação estática, efectuou-se o corte da secção em pontos intermédios dos banzos superiores, *cf*. Fig. B.14 (pontos A a D). Desta forma, ao tornar-se a secção estaticamente determinada, foi possível obter os fluxos de corte  $f_{i.o}$  nas 7 células (ou 4, por simetria) com base nos conceitos da teoria de **Saint-Venant**, aplicáveis às secções de parede fina aberta, *vd*. Tabela B.8.

$f_{i.o}^{W(+)}$   <b>Alma</b>	$f_{i.o}^{FS} = f_{i.o}^{FI}   \mathbf{Banzos}$	$f_{i.o}^{W(-)}$   Alma
<i>i</i> = 1	<i>i</i> = 1-7, 2-6, 3-5, 4	<i>i</i> = 7
$\frac{V}{I} \cdot \frac{h}{4} \cdot t_1 \cdot b - \frac{V}{I} \cdot \frac{t_2}{2} \cdot \left(z^2 - h^2/4\right)$		$-\frac{V}{I}\cdot\frac{h}{4}\cdot t_{1}\cdot b+\frac{V}{I}\cdot\frac{t_{2}}{2}\cdot\left(z^{2}-h^{2}/4\right)$
<i>i</i> = 7, 2-6, 3-5, 4	$-\frac{V}{I}\cdot\frac{h}{2}\cdot t_1\cdot (y+(4-i)\cdot b)$	<i>i</i> = 1, 2-6, 3-5, 4
$\frac{V}{I} \cdot \frac{h}{2} \cdot t_1 \cdot b - \frac{V}{I} \cdot \frac{t_1}{2} \cdot \left(z^2 - h^2/4\right)$		$-\frac{V}{I}\cdot\frac{h}{2}\cdot t_{1}\cdot b+\frac{V}{I}\cdot\frac{t_{1}}{2}\cdot\left(z^{2}-h^{2}/4\right)$

*Tabela B.8*: Termos de influência para fluxos de corte em "secção aberta",  $\delta_{i,o}$ .

Por conseguinte, os termos  $\delta_{i,o}$  foram obtidos do integral do fluxo  $f_{i,o}$  no contorno de cada uma das células,

Célula 
$$i = 1-7, 2-6, 3-5$$
  

$$\delta_{i.o} = \oint_{s_{,1}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i.o}}{t_i} \right) ds = -\delta_{i.o}$$

$$\delta_{4.o} = \oint_{s_{,4}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{4.o}}{t_4} \right) ds$$
(B.35)

Por último, os termos  $\delta_{i,v}$  foram obtidos da integração do fluxo de corte de Poisson  $f_{i,v}$  – Eqs. (B.30) e (B.31), admitindo que somente as almas sofrem distorção lateral por efeito de Poisson,  $v_{nx}$  (para fora do plano), não obstante a assumpção para a igualdade de ambos os módulos ( $E_x \in G_{sx}$ ) nos dois tipos de paredes. Nesse sentido, tendo em conta os correspondentes fluxos,

Paredes verticais - almas

Paredes horizontais - banzos

$$f_{i,\nu}^{W} = \frac{G_{sx} \cdot t_i}{E_x \cdot I} \cdot \left(\frac{v_{sx}}{2} \cdot z^2 - \frac{v_{nx}}{2} \cdot y^2\right) \qquad \qquad f_{i,\nu}^{FS} = f_{i,\nu}^{FI} = \frac{G_{sx} \cdot t_i}{E_x \cdot I} \cdot \left(v_{sx} \cdot zy\right) \qquad (B.36)$$

resultam, para cada uma das células, os seguintes termos  $\delta_{i,v}$ ,

Célula 
$$i = 1-7, 2-6, 3-5$$
  

$$\delta_{i,\nu} = \oint_{s_{1}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{i,\nu}}{t_i} \right) ds = -\delta_{i,o}$$

$$\delta_{4,\nu} = \oint_{s_{1,4}} \left( \frac{1}{G_{sx}} \cdot \frac{f_{4,\nu}}{t_4} \right) ds = 0$$
(B.37)

Faz-se notar que o valor nulo obtido para a célula 4 é consequência da simetria da secção, relativamente ao eixo vertical do carregamento e, em particular, pelo facto de se tratar da célula central cujo centro geométrico coincide com a origem do sistema de coordenadas adoptado. Deste modo, foi possível resolver o sistema de equações (4×4) – Eq. (B.34), de maneira a obterem-se os fluxos hiperestáticos. Por consequência do problema hiperestático, a solução final ( $f_i$ ), em cada célula i, corresponde à soma do fluxo imposto com a parcela do fluxo isostático:  $f_i = \overline{f_i} + f_{i.o}$  – Eq. (B.26). Uma vez conhecido o fluxo de corte "final" ( $f_i$ ), em cada uma das células, está-se em condições para determinar as correspondentes tensões tangenciais ( $\tau_{sx}$ ), bem como quantificar a área de corte da secção transversal ( $A_s$ ), caso seja pretendida esta última propriedade geométrica da secção. As Eqs. (B.38) traduzem os respectivos cálculos dessas grandezas ( $\tau_{sx} e A_s$ ).

Tensões tangenciais  

$$\tau_{sx,i} = \frac{f_i}{t_i}$$

$$A_s = \frac{V^2}{\iint \tau_{sx,i} dA}$$
(B.38)

A substituição das tensões tangenciais ( $\tau_{sx}$ ) nas Eqs. (B.23) e (B.24) permitiram obter por integração a função de flexão modificada em cada parede ( $\psi$ ), tal como se representam nas respectivas Eqs. (B.39).

Funções – almas  

$$\left(\frac{\partial\psi}{\partial z}\right)^{W} = \frac{E_{x} \cdot I}{V \cdot G_{sx}} \cdot \tau_{sx} + \frac{1}{2} \cdot \left(v_{sx} \cdot z^{2} - v_{nx} \cdot y^{2}\right) \qquad \left(\frac{\partial\psi}{\partial y}\right)^{FS/FI} = \frac{E_{x} \cdot I}{V \cdot G_{sx}} \cdot \tau_{sx} + \left(v_{sx} \cdot zy\right) \qquad (B.39)$$

Estas funções  $\psi$  são termos integrantes da expressão do factor de corte "modificado" ( $K^*$ ) – Eq. (B.22). As constantes de integração resultantes das funções para as almas foram determinadas impondo deslocamento nulo ao nível do eixo neutro (z = 0). Esta condição permitiu estabelecer constantes nulas em cada parede vertical que intersecta o eixo Y. Nas funções relativas aos banzos, as constantes de integração foram obtidas impondo a continuidade das funções em qualquer intersecção entre paredes.

A avaliação do factor de corte  $K^*$  prosseguiu normalmente como se procederia numa secção aberta. A expressão relativa ao factor – Eq. (B.22), pode ser reescrita de uma forma simplificada mediante a utilização de termos representativos dos integrais –  $f_1(s) e_2(s)$ , tal como constam na Eq. (B.40).

Factor de corte modificado..... 
$$K^* \frac{I}{f_1(s) + \frac{A}{I} \cdot f_2(s)}$$
 (B.40)

Invocando a simetria da secção transversal, a Eq. (B.41) traduz o segundo termo  $-f_2(s)$ , em denominador na Eq. (B.40) relativa ao factor  $K^*$ .

$$f_2(s) = \oint (z \cdot \psi \cdot t) ds = 4.I^{FS.1} + 4.I^{FS.2} + 4.I^{FS.3} + 2.I^{FS.4} + 2.I^{W.1} + 2.I^{W.2} + 2.I^{W.3} + 2.I^{W.4}$$
(B.41)

em que, os termos I representam as integrações das funções  $\psi$ , conforme se resumem na Tabela B.9.

Funções	<i>i</i> = 1-7	<i>i</i> = 2-6	<i>i</i> = 3-5	<i>i</i> = 4
I <sup>FS.i/FI.i</sup> Banzos	$t_1 \cdot \left(-\frac{h}{2}\right)_{-5.b/2}^{-7.b/2} \psi^{FS.i}\left(-dy\right)$	$t_1 \cdot \left(-\frac{h}{2}\right)_{-3,b/2}^{-5,b/2} \psi^{FS,i}(-dy)$	$t_1 \cdot \left(-\frac{h}{2}\right)_{-1,b/2}^{-3,b/2} \psi^{FS,i}(-dy)$	$t_1 \cdot \left(-\frac{h}{2}\right)_{+1,b/2}^{-1,b/2} \psi^{FS,i}(-dy)$
I <sup>W.i</sup> Almas	$t_2\int_{-h/2}^{+h/2} z \cdot \boldsymbol{\psi}^{W,i}(dz)$		$t_1 \int_{+h/2}^{-h/2} (-z) \cdot \psi^{W,i}(dz)$	

Tabela B.9: Termos simétrico	s I da integração d	las funções de flexão	modificadas ( $\psi$ ).
	<u> </u>	3	

Por fim, na avaliação trivial do primeiro termo  $-f_l(s)$ , em denominador na Eq. (B.40), as integrações fechadas foram efectuadas no contorno da linha média da secção (*s*), em que o sinal ± depende da direcção da integração na secção transversal ("+" transversal, y; "–" vertical, z), tendo em consideração a espessura  $t_1$  ou  $t_2$  e o coeficiente de Poisson , $v_{sx}$ , das respectivas paredes laminadas.

Se a secção transversal for considerada homogénea, ambas as paredes (verticais e horizontais) apresentam as mesmas propriedades materiais no plano dos laminados. Nesse sentido, o factor de corte  $K_S$  pode ser relacionado com o factor "modificado"  $K^*$ , através da relação entre os módulos  $E_x$  e  $G_{sx}$ , tal como a seguir se descreve:

Factor de corte correctivo (homogéneo) ..... 
$$K_s = K^* \cdot \left(\frac{E_x}{G_{sx}}\right)$$
 (B.42)

Em função das hipóteses assumidas sobre as propriedades geométricas e mecânicas da secção multicelular em análise, foi possível abranger diversas expressões analíticas das quais derivaram uma série de valores para os factores de corte "modificado" –  $K^*$  ou "correctivo" –  $K_s$ . Este último é representativo das secções formadas por paredes com constantes elásticas iguais, tal como foi também admitido neste estudo.

# ANEXO C

## COMPORTAMENTO TRANSVERSAL DO PAINEL E DESEMPENHO DAS LIGAÇÕES

<b>C.1</b>	ENSAIO À FLEXÃO NA DIRECÇÃO TRANSVRESAL DO PAINEL	C.3
C.2	ENSAIOS À COMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL	C.7
C.3	ENSAIO DE CONEXÃO DE CORTE	C.16
	C.3.1 FICHAS TÉCNICAS HILTI PORTUGAL	C.16
	C.3.2 RESULTADOS DO ENSAIO DE CONEXÃO DE CORTE	C.19

## C.1 ENSAIO À FLEXÃO NA DIRECÇÃO TRANSVERSAL DO PAINEL

	FLEXÃO			Geom	netria		Instru	s <b>trumentação</b> S <sub>SF</sub> ε <sub>L1/2</sub> – ε <sub>SF</sub> ε <sub>T</sub>			
Fase – Série – Provete – #			<b>L</b> [mm]	<b>b</b> [mm]	$\delta_{\rm if}-\delta_{\rm up}$	$\delta_{\rm SF}$	$\epsilon_{\rm L1/2} - \epsilon_{\rm SF}$	ε			
		FTn:SI	(#01)			×					
		FTn.SI.1s	(#02)			×					
		FTn.SI.2s	(#07)	630	200	×					
	oles	FTn.SI.3s	(#08)			×					
	SimJ	FTn.SI.4s	(#38)			×		×	×		
	gular	FTc.SI.1s	(#32)			×					
_	Sing	FTe.SI	(#33)		200	×					
		FTc.SI.2s	(#34)	630		×					
		FTc.SI.3s	(#37)			×					
		FTc.SI.4s	(#39)			×		×	×		
		FTn.SF.1s	(#05)			×					
L		FTn.SF.2s	(#06)			×					
egula		FTn.SF.3s	(#10)	615	200	×					
ase R		FTn.SF.4s	(#11)			×					
Ë		FTn.SF.5s	(#42)			×	×	×			
	-	FTn.PU.1s	(#12)			×					
	gado	FTn.PU.2s	(#13)	615	• • • •	×					
	nterli	FTn.PU.3s	(#14)	015	200	×					
	llar I	FTn.PU.4s	(#41)			×	×	×			
	Singu	FTn.EP.1s	(#03)			×					
	•1	FTn.EP.2s	(#04)	615	200	×					
		FTn.EP.3s	(#09)	015	200	×					
		FTn.EP.4s	(#40)			×	×	×			
		FTc.EP.1s	(#35)			×					
		FTc.EP.2s	(#36)	615	200	×					
		FTc.EP3s	(#43)			×	×	×			

Tabela C.1: Características geométricas e instrumentação dos módulos de ensaio à flexão transversal.

		FLEXÃO		Geon	netria		Instrumentação			
Fa	ise –	Série – Provet	te – #	<b>L</b> [mm]	<b>b</b> [mm]	$\delta_{\rm if}-\delta_{\rm up}$	$\delta_{\rm SF}$	$\epsilon_{L1/2} - \epsilon_{SF}$	ε	
		FTn.SF.1d	(#23)			×				
		FTn.SF.2d	(#24)	1.335	200	×				
		FTn.SF.3d	(#31)			×				
		FTn.PU.1d	(#27)			×				
H	ado	FTn.PU.2d	(#28)	1.335	200	×				
legul <sup>2</sup> terlio	terlig	FTn.PU.3d	(#29)			×				
ase R	lo In	FTn.EP.1d	(#25)			×				
Ŧ	Dup	FTn.EP.2d	(#26)	1.335	200	×				
		FTn.EP.3d	(#30)			×				
		FTc.EP.1d	(#44)			×				
		FTc.EP.2d	(#45)	1.335	200	×				
		FTc.EP3d	(#46)			×	×	×		
		FLEXÃO		Geon	netria		Instru	mentação		
	Sér	ie – Provete –	#	<b>L</b> [mm]	<b>b</b> [mm]	$\delta_{\rm if}-\delta_{\rm up}$	$\delta_{\text{SF}}$	$\epsilon_{L1/2} - \epsilon_{SF}$	$\boldsymbol{\epsilon}_{\mathrm{T}}$	
	ples	FTn.SI.1	(#15)	630	400	×				
	Sim	FTn.SI.2	(#16)	050	400	×				
		FTn.SF.1	(#18)	615	400	×				
ie.0	•	FTn.SI.2	(#20)	015	400	×				
Fas	igado	FTn.PU.1	(#21)	615	400	×				
	Inter	FTn.PU.2	(#22)		400	×				
	_	FTn.EP.1	(#17)	615	400	×				
		FTn.EP.2	(#19)	015	+00	×				

Tabela C.1 (cont.): Características geométricas e instrumentação dos módulos de ensaio à flexão transversal.

(#) - Número interno do provete.

(#01) – módulo sem registo de dados.

(#33) – módulo sem condições para ensaio.

NOTAS:



Figura C.1: Curvas  $F - \delta$ dos provetes FTn.SI.# (Fase 0). Figura C.2: Curvas  $F - \delta$ dos provetes FTn.SF.# (Fase 0).



*Figura C.3*: Curvas  $F - \delta$ dos provetes FTn.PU.# (Fase 0). *Figura C.4*: Curvas  $F - \delta$ dos provetes FTn.EP.# (Fase 0).



Figura C.5: Rotura no provete FTn.PU.2 ensaiado na Fase.0: (a) tramo exterior junto ao apoio e (b) tramo central.



Figura C.6: Sequência da rotura no provete FTn.SI.1s.



Figura C.7: Sequência da rotura no provete FTn.SF.3s.



Figura C.8: Sequência da rotura no provete FTn.PU.2s.



Figura C.9: Sequência da rotura no provete FTn.EP.4s.

## C.2 ENSAIOS À COMPRESSÃO E AO CORTE NO PLANO DO PAINEL

(	Compressã	0		Geometria			Instrum	entação	
Séi	rie – Proveto	e – #	<b>t<sub>p.m.</sub></b> [mm]	<b>b</b> [mm]	<b>H</b> [mm]	$\delta_v - \delta_h$	$\Omega_1 - \Omega_2$	$\epsilon_{L1} - \epsilon_{L2}$	$\boldsymbol{\epsilon}_{T}$
	CPn.SI.1	(#01)		200	309	×			
	CPn.SI.2	(#02)		200	306	×			
	CPn.SI.3	(#03)	4,538	205	308	×			
S	CPn.SI.4	(#12)		201	306	×			
imple	CPn.SI.5	(#13)		200	309	×	×	×	
S	CPe:SI	(#06)		201	306	×			
	CPc.SI.1	(#07)	1 529	202	308	×			
	CPc.SI.2	(#17)	4,558	208	308	×		×	
	CPc.SI.3	(#18)		202	305	×		×	×
	CPn.SF.1	(#11)	4,795	201	293	×			
	CPn.SF.2	(#14)		202	293	×	×	×	
	CPn.SF.3	(#22)		205	290	×	×	×	
	CPn.PU.1	(#10)		203	294	×			
S	CPn.PU.2	(#19)	4,795	201	290	×	×	×	
gado	CPn.PU.3	(#20)		202	294	×	×	×	
nterli	CPn.EP.1	(#09)		197	292	×			
IJ	CPn.EP.2	(#15)	4,795	201	293	×	×	×	
	CPn.EP.3	(#16)		205	289	×	×	×	
	CPc.EP.1	(#08)	4,795	201	293	×			
	CPc.EP.2	(#21)		202	296	×	×	×	
	CPc.EP3	(#23)		201	292	×	×	×	

Tabela C.2: Características geométricas e instrumentação dos módulos ensaiados à compressão no plano.

(#) - Número interno do provete.

NOTAS:

(#04) - módulo incluído no ensaio ao corte.

(#05) – módulo sem condições para ensaio.

(#06) - módulo sem registo de dados.

CORTE				Geometria			Instrum	nentação	
Séi	rie – Provet	e – #	<b>t<sub>p.m.</sub> [mm]</b>	<b>b</b> [mm]	<b>H</b> [mm]	$\delta_v - \delta_h$	$\Omega_1 - \Omega_2$	$\boldsymbol{\epsilon}_{L1} - \boldsymbol{\epsilon}_{L2}$	$\boldsymbol{\epsilon}_{\mathrm{T}}$
	SPn.SI.1	(#24)		200	295	×			
	SPn.SI.2	(#25)	1 529	201	294	×			
	SPn.SI.3	(#34)	4,558	202	296	×	×	×	
ples	SPn.SI	(#35)		202	293	×	×	×	
Sim	SPc.SI.1	(#26)		202	295	×			
	SPc.SI	(#27)	4,538	202	295	×			
	SPc.SI.2	(#41)		202	296	×	×	×	
	SPc.SI.3	(#42)		200	295	×	×	×	
	SPn.SF.1	(#29)	4,795	203	277	×			
	SPn.SF.2	(#36)		202	278	×	×		
	SPn.SF.3	(#40)		201	279	×	×	×	
	SPn.PU.1	(#04)		199	280	×			
s	SPn.PU.2	(#37)	4,795	201	277	×	×		
gado	SPn.PU.3	(#32)		198	278	×	×	×	
nterli	SPn.EP.1	(#28)		201	279	×			
I	SPn.EP.2	(#31)	4,795	201	280	×	×	×	
	SPn.EP.3	(#33)		202	279	×	×	×	
	SPc.EP.1	(#30)	4,795	200	278	×			
	SPc.EP.2	(#38)		202	278	×	×		
	SPc.EP3	(#39)		198	279	×	×		

Tabela C.3: Características geométricas e instrumentação dos módulos ensaiados ao corte no plano.

(#) - Número interno do provete.

NOTAS:

(#27) – módulo sem registo de dados. (#35) – módulo sem registo de dados.



Figura C.10: Pós-rotura do provete CPn.SI.1.



Figura C.12: Pós-rotura do provete CPn.PU.2.



Figura C.11: Pós-rotura do provete CPn.SF.3.



Figura C.13: Pós-rotura do provete CPn.EP.2.







Figura C.20: Pós-rotura do provete SPn.SI.2.



Figura C.22: Pós-rotura do provete SPn.PU.3.



Figura C.21: Pós-rotura do provete SPn.SF.1.



Figura C.23: Pós-rotura do provete SPn.EP.1.





*Figura C.30*: Diagramas de tensões no modelo de flexão – FTn.SI (escala de cores em MPa): (a) tensões longitudinais (S11 =  $\sigma_{11}$ ), (b) tensões transversais (S22 =  $\sigma_{22}$ ) e (c) tensões de corte (S12 =  $\sigma_{12}$ ).



*Figura C.31*: Diagramas de tensões no modelo de compressão – CPn.SI (escala de cores em MPa):
(a) tensões longitudinais (S11 = σ<sub>11</sub>), (b) tensões transversais (S22 = σ<sub>22</sub>) e (c) tensões de corte (S12 = σ<sub>12</sub>).



*Figura C.32*: Diagramas de tensões no modelo de corte – SPn.SI (escala de cores em MPa): (a) tensões longitudinais (S11 =  $\sigma_{11}$ ), (b) tensões transversais (S22 =  $\sigma_{22}$ ) e (c) tensões de corte (S12 =  $\sigma_{12}$ ).

## C.3 ENSAIO DE CONEXÃO DE CORTE

### C.3.1 FICHAS TÉCNICAS HILTITM

HillTi		X-EM/X-EW	X-EM/X-EW				HILTT	
X-EM 6H, X-EW 6H, X-	EF 7H, X-EM 8	зн,	Load data					
X-EM10H, X-EW10H T	hreaded Stu	ds for Stee	Recommended loads	Shank	E	fin and	The contract	
Product data			designation	d <sub>s</sub> x L <sub>s</sub> [mm]	N <sub>rec</sub> [kN]	V <sub>rec</sub> [kN]	M <sub>rec</sub> [Nm]	
Dimensions	General information		X-EM6H, X-EW6H, X-EF7H	3.7 x 8.5	1.6	1.6	5.0	
A-EMBH/EWBH9FP8 A-EF/H-/-9FP8	Material specifications	NDO SO S	X-EM8H, X-EM10H	4.5 x 12.0	2.4	2.4	9.0	
v3. + 12 P8 X-EM8H-15-12 PF10	<ul> <li>Zinc coating: 1)</li> <li>2inc coating (electroplatidur, or coating construction and ronment)</li> </ul>	Zinc coating: ') 5–13 µm ) Zinc coating (electroplating for corrosion protection during construction and service in protected envi- ronment)		Conditions     C				
	DX 460, DX 76 PTR, [     See fastener selection for a	DX 600 N more details.	and may not be the same as the lo Note: If relevant, prying forces nee Moment acting on fastener shank material.					
X-EM10H-24-12 P10 X-EW10H-30-14	Approvais ICC-ES ESR-2347 (USA): <sup>9</sup> FM 3026695: UL: EX2258: ABS, LR:	X-EW6H, X-EW10H, X-EM8H X-EW6H, X-EW10H X-EW6H, X-EW10H all types					2, <sup>1</sup> /2	
HILTI		X-EM/X-EW	X-em/X-ew				HILTI	
Application requirements			Application limits					
Thickness of base material Minimum steel thickness:	1121							
X-EM6H/EW6H, X-EF7H X-EM8H/EW8H, X-EM10H/EW10H	t∎ ≥4mm ≥6mm	Ē						
Thickness of fastened material								
$t_l \leq L_g - t_{washer} - t_{nut} \approx 1.5 - 33.0 \text{ mm}$								
Spacing and edge distances Edge distance and spacing: c = s ≥ 15 mm			X-EM10H / EW10H		DX 76 PTR ① X-EM10H DX 600 N to ② X-EW10H	tool: I-24-12 xol: I-30-14 P10		
	N	1	onor storight, An in					

10 <u></u> (22)1/2	
the second se	

#### X-EM/X-EW

#### Fastener selection and system recommendation

Base material thickness t <sub>II,min</sub> [mm]	Fastened thickness t <sub>l,max</sub> [mm]	Fastener Designation')	Item no.	Threading  ength  Lg[mm]	Shank lengths L <sub>s</sub> [mm]	DX tools
6.0 2.0 6.0 6.0	2.0	X-EM8H-11-12 P8	271983	11	12	DX 460
	6.0	X-EM8H-15-12 P8	271981	15	12	DX 460
	6.0	X-EM8H-15-12 FP10	271982	15	12	DX 76 PTR, DX 460
	14.0	X-EM10H-24-12 P10	271984	24	12	DX 76 PTR, DX 460
	20.0	X-EW10H-30-14 P10	271985	30	14	DX 600 N

1) Type of threading: M = metric; W6, W10 = Whitworth 1/4"; 3/6"; F7 = French 7 mm

#### Cartridge recommendation

Tool energy adjustment by installation tests on site

Fastener	Cartridge selection	DX tool
X-EM6H, X-EW6H, X-EF7H	6.8/11M green or yellow cartridges	DX 460
X-EM8H	6.8/18M blue cartridges 6.8/11M yellow, red or black cartridges	DX 76 PTR DX 460
X-EM10H	6.8/18M blue, red or black cartridges	DX 76 PTR
X-EW10H	6.8/11M yellow, red or black cartridges 6.8/18 red or black cartridges	DX 460 DX 600N

#### X-EM/X-EW

#### Fastening quality assurance

#### **Fastening inspection**

X-EM6H, X-EW6H, X-EF7H X-EM8H, X-EM10H, X-EW10H Nail standoff **Tightening torque** Nail standoff **Tightening torque** h<sub>NVS</sub> [mm] h<sub>NVS</sub> [mm] Trec [Nm] Trec [Nm] Fastener Fastener X-EM6H-8-9 8.0-11.0 ≤4 X-EM8H-11-12 11.5-15.5 ≤10.5 ≤4 X-EM6H- / X-EW6H-11-9 9.5-12.5 X-EM8H-15-12 15.5-19.5 ≤10.5 X-EM6H- / X-EW6H-20-9 18.5-21.5 ≤4 X-EM10H-24-12 26.5-30.5 ≤10.5 X-EW6H-28-9 26.5-29.5 X-EW10H-30-14 ≤4 28.0-31.0 ≤15.0

#### 

#### **Direct Fastening Systems**

## Powder Actuated Fastening Tool DX 76-PTR

Controlled fastening power for siding and decking on 3 mm and thicker.



#### **Fields of Application**

Fastening system with construction supervisory authority approval, for highly-stressed joints, fastening profile metal sheets, liner trays and steel composite systems on steel supports with a thickness of 3 mm or more.

#### **Features and Benefits**

- Innovative PTR (punch through resistance) system plus the wellproven piston principle ensure maximum safety for users and bystanders
- High fastening quality even on thin substructures
- Reliable magazine system
- Rugged design for reliable, quick and efficient operation drives fasteners at the average rate of 600 per hour
- Easy assembly and disassembly for on the-spot maintenance, no tools required
- Superior ergonomic design
- Perfectly padded grip area
- Comfortable, non-slip cycling grip
- Excellent balance, less tiring to use



#### **Technical data**

	DX 76-PTR 600 per hour		
Max. fastener driving rate			
Power source type	Powder-actuated		
Power	520 J		
Fastener types	X-ENP-19 L15 MX, X-ENP2K-20 L15 MX		
Fastener Intake	10 nails		
Weight	4.4 kg		
Dimensions (LxWxH)	s (LxWxH) 464 x 104 x 352 mm		
Cartridge type	6.8/18		
Cartridge color/level	Green, Blue, Red, Black		






*Figura C.33*: Curvas  $F - \delta$  nos provetes da série adesiva: (a) CT.EP.1, (b) CT.EP.2 e (c) CT.EP.3.



*Figura C.34*: Curvas  $F - \delta$  nos provetes da série mecânica: (a) CT.ST.1, (b) CT.ST.2 e (c) CT.ST.3.



*Figura C.35*: Curvas  $F - \delta$  nos provetes da série mista: (a) CT.ES.1, (b) CT.ES.2 e (c) CT.ES.3.



*Figura C.36*: Digramas  $F - \varepsilon$  nos provetes da série adesiva: a) provete CT.EP.2 e (b) provete CT.EP.3.



*Figura C.37*: Digramas  $F - \varepsilon$  nos provetes da série mista: a) provete CT.ES.2 e (b) provete CT.ES.3.

# ANEXO D

### COMPORTAMENTO A LONGO PRAZO DE FRP – FLUÊNCIA DO PAINEL MULTICELULAR GFRP

<b>D.1</b>	MODELOS MECÂNICOS CLÁSSICOS	D.3
<b>D.2</b>	PRINCÍPIOS DE SOBREPOSIÇÃO	D.4
	D.2.1 TTSP (tempo-temperatura)	D.4
	D.2.2 TSSP / TTSSP (TEMPO-TENSÃO / TEMPO-TENSÃO-TEMPERATURA)	D.7
D.3	ESQUEMAS DOS ENSAIOS (5 FASES)	D.9
<b>D.4</b>	REGISTOS DAS TEMPERATURAS NOS PAINÉIS	D.11
D.5	Curvas de fluência – deslocamento	D.12
D.6	CURVAS DE FLUÊNCIA – EXTENSÃO	D.13
<b>D.7</b>	CURVAS DE REGRESSÃO	D.14

### D.1 MODELOS MECÂNICOS CLÁSSICOS

Na Figura D.1 encontram-se ilustrados os modelos mecânicos clássicos usados frequentemente na representação de materiais viscoelásticos lineares, cujas relações constitutivas diferenciais se revêem na Tabela D.1, bem como as suas respostas comportamentais mais importantes (fluência/relaxação).



*Figura: D.1*: Modelos mecânicos clássicos para materiais viscoelásticos:(a) Modelo de Maxwell, (b) Modelo de Kelvin, (c) Modelo Standard 1 e (d) Modelo Standard 2.

Na obtenção das relações *Tensão – Deformação* ( $\sigma - \varepsilon$ ) de cada modelo foram utilizados três tipos de equações: (i) relações constitutivas, (ii) cinética (leis de conservação) e (iii) cinemática (descrição do movimento).

Tabela D.1: Modelos mecânicos clássicos: relações constitutivas e funções viscoelásticas.

N	MODELOS	Relações constitutivas diferenciais <sup>(1)</sup>	Funções viscoelásticas – módulos R(t) e S(t)
(AÇÃO	Maxwell	$(E)\cdot \dot{\varepsilon} = \left(\frac{E}{\eta}\right)\cdot \sigma + \dot{\sigma}$	$R_{(t)}^{Maxwell} = \frac{\sigma_{(t)}}{\varepsilon_0} = (E) \cdot e^{-\left(\frac{E}{\eta}\right) \cdot t}$
RELAX	Standard 1 (Maxwell)	$(E_1 + E_2) \cdot \dot{\varepsilon} + \left(\frac{E_1 \cdot E_2}{\eta}\right) \cdot \varepsilon = \left(\frac{E_2}{\eta}\right) \cdot \sigma + \dot{\sigma}^{(2)}$	$R_{(t)}^{Standard_{I}} = \frac{\sigma_{(t)}}{\varepsilon_{0}} = (E_{1}) + (E_{2}) \cdot e^{-\left(\frac{E_{2}}{\eta}\right)t}$
FLUÊNCIA	Kelvin	$\dot{\varepsilon} + \left(\frac{E}{\eta}\right) \cdot \varepsilon = \left(\frac{1}{\eta}\right) \cdot \sigma$	$S_{(t)}^{Kelvin} = \frac{\varepsilon_{(t)}}{\sigma_0} = \left(\frac{1}{E}\right) \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{E}{\eta}\right) \cdot t}\right]$
	Standard 2 (Kelvin)	$(E_1) \cdot \dot{\varepsilon} + \left(\frac{E_1 \cdot E_2}{\eta}\right) \cdot \varepsilon = \left(\frac{E_1 + E_2}{\eta}\right) \cdot \sigma + \dot{\sigma}^{(2)}$	$S_{(t)}^{Standard_2} = \frac{\mathcal{E}_{(t)}}{\sigma_0} = \left(\frac{1}{E_1}\right) + \left(\frac{1}{E_2}\right) \cdot \left[1 - e^{-\left(\frac{E_2}{\eta}\right)t}\right]$

<sup>(1)</sup> Representa a derivada em ordem a *t* por:  $\overset{(\cdot)}{=} d/dt$ .

<sup>(2)</sup> Idênticas quando: 
$$[E_1 + E_2]^{Stand_l} \Leftrightarrow [E_1]^{Stand_2}$$
;  

$$\left[\frac{(E_1 + E_2)}{E_1} \cdot \left(\frac{\eta}{E_2}\right)\right]^{Stand_l} \Leftrightarrow \left(\frac{\eta}{E_2}\right)^{Stand_2};$$

$$\left[\left(\frac{1}{E_1}\right)\right]^{Stand_l} \Leftrightarrow \left[\frac{E_2}{(E_1 + E_2)} \cdot \left(\frac{1}{E_1}\right)\right]^{Stand_2}.$$

### D.2 PRINCÍPIOS DE SOBREPOSIÇÃO

### **D.2.1 TTSP** (TEMPO-TEMPERATURA)

O fenómeno da fluência em materiais anisotrópicos e heterogéneos, como é o caso dos compósitos de FRP, é muito mais complexo que a fluência em materiais homogéneos, onde os princípios da termodinâmica para caracterizar os movimentos moleculares resultantes da deformação por fluência podem ser deduzidos com relativa facilidade. No **Capítulo 5** encontra-se apenas descrito o fenómeno da fluência em função do tempo, tendo como único parâmetro a tensão e assumindo a temperatura constante. Contudo, para se poder ter uma descrição completa do comportamento à fluência do material compósito é necessário obter resultados para vários níveis de tensão e temperatura; pois, em geral, os materiais poliméricos estão sujeitos a deformação por fluência dependente de ambas as variáveis. A maior parte dos materiais de FRP, com comportamento viscoelástico, são significativamente susceptíveis à temperatura, podendo ser considerados *termosusceptíveis*.

Como é do conhecimento dos materiais poliméricos, existem dois tipos de fenómenos relacionados com o efeito da temperatura nas propriedades viscoelásticas: (i) reversível e (ii) irreversível, os quais se associam às resinas termoplásticas e termoendurecíveis, respectivamente. As mudanças irreversíveis estão relacionadas a efeitos também irreversíveis como a quebra das ligações moleculares, formação de novos constituintes e perda de massa. Estas mudanças podem ser modeladas de forma semelhante ao fenómeno de envelhecimento. Quanto aos efeitos reversíveis da temperatura, os materiais viscoelásticos podem ser classificados em dois grupos:

- Materiais termo-reologicamente simples TSM<sup>1</sup>;
- Materiais termo-reologicamente complexos TCM<sup>2</sup>.

A principal diferença entre aqueles dois grupos reside na resposta mecânica sob condições de temperatura transiente dos materiais, em que a correspondente à dos designados TSM pode ser prevista a partir da resposta sob condições isotérmicas.

Considerando, portanto, os materiais TSM, as equações constitutivas para condições não-isotérmicas assemelham-se às equações para o caso isotérmico (*cf.* Eqs. (5.7) a (5.9) do **Capítulo 5**), exigindo, no entanto, uma mudança de variável por *translação horizontal*. Por conseguinte, para o caso uniaxial e sem considerar os efeitos de expansão e contracção térmica, as relações constitutivas para condições não-isotérmicas podem ser escritas da seguinte maneira:

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> TSM - do inglês, Thermo-rheologically Simple Materials

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> TCM – do inglês, *Thermo-rheologically Complex Materials* 

Extensão de Fluência

Tensão de Relaxação

$$\varepsilon(t) = \int_{t_0}^{\psi} S(\psi - \psi') \cdot \frac{\partial \sigma(\psi')}{\partial \psi'} d\psi' \qquad \qquad \sigma(t) = \int_{t_0}^{\psi} R(\psi - \psi') \cdot \frac{\partial \varepsilon(\psi')}{\partial \psi'} d\psi' \qquad (D.1)$$

onde, os tempos  $\psi e \psi$  são chamados de "tempos reduzidos", com definições dadas por:

em que, a função  $a_T$  denomina o *factor de translação horizontal*<sup>1</sup>, representando a única propriedade do material dependente da temperatura:  $a_T = a_T[T(\tau)]$ .

As representações matemáticas mais utilizadas para descrever o *factor de translação horizontal* foram estabelecidas em conformidade com a variável temperatura, uma vez que o princípio da sobreposição TTSP encontra-se limitado para temperaturas acima da temperatura de transição vítrea (entre  $T_g$  e  $T_g$ +100 °C), não sendo aplicável fora do domínio viscoelástico. Desse modo, por um lado, abaixo de  $T_g$ , o factor de translação obedece à lei de **Arrhenius** – Eq. (D.2), por outro, acima de  $T_g$ , é válida a equação **WLF**<sup>2</sup> – Eq. (D.3).

Equação de Arrhenius ..... 
$$\log a_T = \frac{\Delta H}{2,303 \cdot R} \cdot \left(\frac{1}{T} - \frac{1}{T_0}\right) \qquad ; T < T_g$$
(D.2)

em que,

- $\Delta H$  Energia de activação do processo de relaxação (mol<sup>-1</sup>);
- *R* Constante universal dos gases (1,987 cal/mol.K);
- $T_0$  Temperatura de referência (em °K);

Equação WLF ..... 
$$\log a_T = \frac{c_1 \cdot (T - T_0)}{c_2 + (T - T_0)}$$
;  $T_g < T < T_g + 100^{\circ} C$  (D.3)

onde  $c_1$  e  $c_2$  são constantes que dependem da temperatura escolhida como referência,  $T_0$ . Enquanto a relação de **Arrhenius** descreve o processo em termos energéticos, a equação **WLF** traduz o fenómeno controlado por processo de entropia, com base no conceito de volume livre.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> do original em Inglês, Horizontal Shift Factor

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Equação WLF – sigla composta pelas iniciais dos nomes dos respectivos autores (Williams – Landel – Ferry).

Uma curva de fluência isotérmica pode ser muito mais facilmente desenvolvida através da realização de um simples ensaio à fluência (estático), sob carregamento e temperatura constantes. No caso de ocorrerem mudanças de temperatura durante o ensaio de fluência, originam-se dois efeitos: primeiro, o efeito da temperatura como responsável pela alteração na deformação e, segundo, o efeito da fluência devido à deformação adicional. Os esforços realizados no sentido de expressar ambos os efeitos referidos conduziram ao princípio da sobreposição tempo-temperatura (TTSP), como sendo um método de caracterização acelerada, originalmente, desenvolvido por **Ferry [5.3]** nos meados da década de 70, para aplicação em materiais plásticos não reforçados. Desde então, o método<sup>1</sup> tem tido uma larga aplicação no domínio dos materiais poliméricos não reforçados e reforçados.

Pode mostrar-se que, no caso do ensaio à fluência, por exemplo, a Eq. (D.1), à esq., toma a seguinte forma:

Extensão de Fluência.....
$$\varepsilon(t) = S(\psi) \cdot \sigma_0$$
 (D.4)

Para condições experimentais isotérmicas, o *factor de translação horizontal* mantém-se constante ao longo do ensaio. Deste modo, a Eq. (D.1-1) pode ser reescrita na forma da Eq. (D.5-1), o que aplicando o logaritmo resulta na Eq. (D.5-2),

Tempo reduzido.....
$$\Psi = \frac{t}{a_T}$$
 (D.5-1)

Tempo reduzido (escala logarítmica) ..... 
$$\log \psi = \log t - \log a_T$$
 (D.5-2)

Importa referir que o mesmo procedimento pode ser aplicado para o ensaio de relaxação, de onde se conclui, igualmente, as anteriores Eqs. (D.5). A expressão escrita por último representa, precisamente, a base onde assenta a ideia deste princípio TTSP, o qual estabelece que as propriedades viscoelásticas, (função de fluência ou módulo de relaxação), obtidas de ensaios isotérmicos para diferentes temperaturas podem ser transladadas horizontalmente na escala logarítmica do tempo (eixo *log t*), a fim de se formar uma curva *mestra* (*"master curve"*) capaz de representar a resposta do material desde períodos de tempo muito curtos até intervalos mais longos.

A Figura D.2 esquematiza a utilização do princípio TTSP na construção de uma curva *mestra*, para o módulo de relaxação de um material viscoelástico termo-reologicamente simples (TSM). Como se pode observar nesse exemplo, para cada temperatura a curva correspondente será deslocada da quantidade *log a*<sub>T</sub>. A dependência da temperatura pode ser interpretada através dos tempos de relaxação e de retardação que decrescem muito rapidamente com o aumento da temperatura. Na zona de transição entre o estado vítreo e um dúctil, a dependência do comportamento em função da temperatura é mais elevada.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Procedimento expandido em 1978 por Yeow, Morris e Brinson, especificamente para compósitos reforçados com fibras [5.4].



*Figura D.2*: Exemplo esquemático da construção de uma curva *mestra* para o módulo de relaxação – R(t), de um material termo-reologicamente simples, para uma temperatura de referência  $T_3 = T_0$ .

A experiência neste domínio revela que os polímeros amorfos abaixo da temperatura  $T_g$  e os polímeros cristalinos podem comportar-se como materiais termo-reologicamente complexos (TCM), implicando nesta situação uma translação adicional, mas na vertical, para a obtenção da curva *mestra*. Apesar das teorias moleculares da viscoelasticidade apontarem para a existência de um *factor de translação vertical*<sup>1</sup>, na prática, este pode ser desprezado pelo reduzido efeito na viscoelasticidade a cada temperatura, quando comparado com as grandes variações no comportamento viscoelástico. Nessa medida, na generalidade dos casos, será correcto aplicar apenas um *factor de transferência horizontal* na escala do tempo [5.7].

O princípio da sobreposição tempo-temperatura constitui, actualmente, uma das técnicas de caracterização acelerada mais usual e útil no estudo da previsão do comportamento viscoelástico linear dos materiais de FRP. Este princípio ao permitir "acelerar" ensaios para uma caracterização mecânica a muito longo prazo, faz a equivalência da resposta diferida a temperaturas elevadas à resposta a temperaturas mais baixas, mas com uma duração bem mais dilatada.

### D.2.2 TSSP / TTSSP (TEMPO-TENSÃO / TEMPO-TENSÃO-TEMPERATURA)

De uma forma bastante análoga ao conceito de base do princípio anterior (TTSP), o princípio da sobreposição tempo-tensão – TSSP permite correlacionar tensão com tempo, sendo que a resposta viscoelástica a tensões elevadas é equivalente à resposta a tensões mais baixas, mas com uma duração superior, *i.e.*, níveis de tensão maiores correspondem a intervalos de tempo mais longos, enquanto que níveis menores correspondem intervalos de tempo mais curtos.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Factor de translação vertical – significado físico pelo equilíbrio variar com a temperatura na zona de transição (T a  $T_0$ ).

A equação básica do TSSP pode ser escrita em termos de extensão de fluência da seguinte forma:

Extensão de fluência – TSSP ..... 
$$\varepsilon(\sigma, t) = a_V \cdot [\varepsilon_0(\sigma_0) + \Delta \varepsilon(\sigma_0, \psi)]$$
 (D.6)

em que,  $a_V$  representa o *factor de translação vertical* e  $\psi$  define o tempo reduzido dado por  $\psi = t/a_H$ , sendo, agora, o parâmetro  $a_H$  responsável pela deslocação horizontal das curvas devido ao nível de tensão correspondente – *factor de translação horizontal*. Tem-se assim que por deslocamento das curvas a diferentes níveis de tensão ao longo dos eixos, em escala logarítmica, pode obter-se igualmente uma curva *mestra* para uma tensão de referência,  $\sigma_0$ , numa escala de tempo ampliada.

Supondo que o comportamento diferido do material obedece a uma potência no tempo, como a definida pela lei empírica de **Findley** [5.22], a parcela transiente da extensão de fluência,  $\Delta \varepsilon$ , incluída atrás na Eq. (D.6), vem modificada da seguinte maneira,

Fluência (**Findley**) – TSSP..... 
$$\varepsilon(\sigma, t) = a_V \cdot \left[\varepsilon_0(\sigma_0) + m(\sigma_0) \cdot \left(\frac{t}{a_H}\right)^n\right]$$
 (D.7)

Nessa medida, os factores correctivos para a translação das curvas numa única curva (*mestra*) podem ser expressos através das expressões que se seguem,

Factor de translação vertical  

$$a_{V} = \frac{\varepsilon_{0}(\sigma)}{\varepsilon_{0}(\sigma_{0})}$$

$$a_{H} = \left\{ \frac{\varepsilon_{0}(\sigma_{0}) \cdot m(\sigma)}{\varepsilon_{0}(\sigma) \cdot m(\sigma_{0})} \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (D.7-1)$$

Seguindo a mesma linha de abordagem, a expressão de **Findley** com aplicação a vários níveis de tensão pode ser reescrita em termos da resposta em extensão de fluência para uma determinada condição de referência de tensão e de temperatura ( $\sigma_0$  e  $T_0$ ). Mediante estas circunstâncias, a Eq. (D.8) traduz a aplicação do princípio da sobreposição tempo-tensão-temperatura – TTSSP.

Fluência (**Findley**) – TTSSP ...... 
$$\varepsilon(\sigma, T, t) = a_V \cdot \left[\varepsilon_0(\sigma_0, T_0) + m(\sigma_0, T_0) \cdot \left(\frac{t}{a_H}\right)^n\right]$$
 (D.8)

em que,

Factor de translação vertical

Factor de translação horizontal

$$a_{V} = \frac{\varepsilon_{0}(\sigma, T)}{\varepsilon_{0}(\sigma_{0}, T_{0})} \qquad \qquad a_{H} = \left\{ \frac{\varepsilon_{0}(\sigma_{0}, T_{0}) \cdot m(\sigma, T)}{\varepsilon_{0}(\sigma, T) \cdot m(\sigma_{0}, T_{0})} \right\}^{\frac{1}{n}} \quad (D.8-1)$$

### D.3 ESQUEMAS DOS ENSAIOS (5 FASES)



Figura D.3: Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 1.



*Figura D.4:* Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 2.



*Figura D.5:* Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 3.



*Figura D.6:* Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 4.



*Figura D.7:* Vista geral do ensaio de fluência relativo à Fase 5.

### D.4 REGISTOS DAS TEMPERATURAS NOS PAINÉIS



*Figura D.8:* Registos das temperaturas nos painéis solicitados da Fase 4: FCr.1 – FCr.2 – FCr.4 – FCr.5.

*Figura D.9:* Registos das temperaturas nos painéis solicitados da Fase 5: FCr.B – FCr.C – FCr.D – FCr.E.

### D.5 CURVAS DE FLUÊNCIA – DESLOCAMENTO



*Figura D.10:* Curvas experimentais de fluência do deslocamento total,  $\delta(t) - t$ , dos painéis da Fase 4.



*Figura D.11:* Curvas experimentais de fluência do deslocamento total,  $\delta(t) - t$ , dos painéis da Fase 5.

#### CURVAS DE FLUÊNCIA - EXTENSÃO **D.6**



Figura D.12: Curva da extensão total ao longo do tempo, Figura D.13: Curva da extensão total ao longo do tempo,  $\mathcal{E}(t) - t$ , no painel "livre" da Fase 4 – FCr.3.

 $\mathcal{E}(t) - t$ , no painel "livre" da Fase 5 – FCr.A.



*Figura D.14:* Curvas experimentais da extensão total ao longo do tempo,  $\varepsilon(t) - t$ , "directas" e "corrigidas" dos painéis da Fase 5: (a) FCr.B, (b) FCr.C, (c) FCr.D e (d) FCr.E.

### D.7 CURVAS DE REGRESSÃO



*Figura D.15*: Curvas da extensão de fluência,  $\Delta \epsilon(t) - t$ , experimental e prevista da lei de **Findley** dos painéis da Fase 4.



*Figura D.16*: Curvas da extensão de fluência,  $\Delta \epsilon(t) - t$ , experimental e prevista da lei de **Findley** dos painéis da Fase 5.

# ANEXO E

## PONTE PEDONAL COMPÓSITA – S. MATEUS, VISEU

<b>E.1</b>	ELEMENTOS DE BASE AO PROJECTO	E.3
	E.1.1 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DA NEVE – $Q_{SN}$	E.3
	E.1.2 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DO VENTO – $F_{\rm W}$	E.4
E.2	ANÁLISE ESTÁTICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA AOS ELS E ELU	E.9
	E.2.1 MODELO ELÁSTICO DE VIGA COMPOSTA (EN 1995-1-1:2002)	E.9
	E.2.2 TRANSFORMAÇÃO DO PAINEL EM BANZOS EQUIVALENTES	E.12
E.3	ANÁLISE DINÂMICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO	E.13
	E.3.1 LIMITES NORMATIVOS PARA A VERIFICAÇÃO DO CONFORTO	E.13
	E.3.2 MÉTODO DO OSCILADOR DE 1-GL	E.15
	E.3.3 REGISTO NUMÉRICO DAS ACELERAÇÕES – SOLUÇÕES ESTRUTURAIS A E B	E.19
E.4	OBRA	E.23
	E.4.1 REGISTOS TOPOGRÁFICOS DO ENSAIO DE CARGA	E.23
	E.4.2 PEÇAS DESENHADAS DO PROJECTO DE EXECUÇÃO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA	E.24

### E.1 ELEMENTOS DE BASE AO PROJECTO

### E.1.1 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DA NEVE – $Q_{Sn}$

Segundo a **NP EN 1991-1-3:2009** [6.16], a acção da neve foi assumida equivalente a uma carga uniformemente distribuída, tendo sido definido o valor característico apenas ao nível do solo –  $S_k$  (período médio de retorno igual a 50 anos). Embora o documento não forneça orientações específicas relativas às acções da neve em pontes, face à disposição geométrica e tipologia de implantação da ponte, parece razoável admitir aquele desígnio da quantificação inicial da carga para estruturas edificadas elevadas ao nível do solo. A Eq. (E.1) traduz a quantificação do valor característico estabelecida em Anexo Nacional para o território de Portugal Continental, *vd*. Fig. E.1.

Valor característico da carga da neve..... 
$$S_k = C_z \cdot \left[1 + \left(\frac{H}{500}\right)^2\right] = 0.53 \text{ kN}/m^2$$
 (E.1)

Na Eq. (E.1), o coeficiente de localidade,  $C_z$ , toma o valor de 0,30, associado à Zona 1 onde se insere a obra, e o parâmetro H refere-se à altitude local correspondente à zona da implantação (*ca.* 436 m). Porém, a norma estipula ainda cargas da neve em condições locais excepcionais. Neste caso particular – concelho de Viseu (Zona 1), o valor  $S_k$  deve ser multiplicado por um factor adimensional "excepcional"  $C_{esl} = 2,5$  – caso B3: "*provável a ocorrência não só de quedas de neve excepcionais como também de acumulações excepcionais por deslocamento de neve*".



*Figura E.1*: Zonamento do território nacional para quantificação da carga da neve <sup>[6.50]</sup>.

Deste modo, o valor da carga da neve excepcional ( $S_{Ad}$ ) vem descrito pela Eq. (E.2-1), sendo este valor 37% superior ao estabelecido de acordo com o **RSA [6.10]**. O valor de cálculo anterior referido na área em planta do tabuleiro vem descrito pela Eq. (E.2-2), considerando as dimensões do tabuleiro dimensionado: largura bruta b = 2,50 m e comprimento total – L = 13,61 m.

Valor acidental da carga da neve ..... 
$$S_{Ad} = C_{esl=2.5} \cdot S_k = 1,32 \text{ kN} / m^2$$
 (E.2-1)

Valor de cálculo da carga da neve .....  $Q_{s_n} = S_{Ad} \cdot (b \cdot L) \approx 45 \ kN$  (E.2-2)

O efeito da neve ao longo dos guarda-corpos foi considerado irrelevante.

### E.1.2 QUANTIFICAÇÃO DA ACÇÃO DO VENTO – $F_W$

Segundo a **NP EN 1991-1-4:2010 [6.17]**, a acção do vento pode ser representada simplificadamente por forças cujos efeitos são equivalentes aos efeitos extremos do vento em regime turbulento. Para as forças do vento classificadas como uma acção variável fixa, os seus valores característicos  $(F_w)^1$  são calculados a partir dos valores de referência da velocidade do vento. Perante a estrutura simplificada da ponte pedonal, a quantificação desta acção foi processada de forma aproximada, de acordo com o respectivo Anexo Nacional (NA). Foi aplicada uma metodologia simplificada de aproximação das acções dinâmicas do vento a acções estáticas, uma vez seguido o critério da frequência própria ser superior a 0,5 Hz, sem se rever a necessidade de avaliar a resposta dinâmica por meio de procedimentos específicos de cálculo. Além disso, a norma admite que pode ser dispensada a análise dinâmica para pontes correntes com vãos inferiores a 40 m, onde o factor estrutural pode ser assumido igual à unidade ( $c_sc_d = 1$ ), vd. nota rodapé<sup>2</sup>.

O efeito do vento sobre o tabuleiro foi directamente relacionado com a forma e as dimensões constantes da estrutura vigada da ponte pedonal (viga de alma cheia), conforme esquema da Figura E.2: (i) comprimento total -L = 13,61 m, largura bruta -b = 2,50 m e altura total sem guarda-corpos -d = 0,36 m.



*Figura E.2*: Direcções das acções do vento em pontes (correntes), relacionadas com a sua definição geométrica, incluindo pormenor superior com esquema da secção transversal da ponte pedonal. <sup>Adaptado [6.50]</sup>

As forças estabelecidas nas direcções do plano do tabuleiro são devidas a rajadas de vento em diferentes direcções nesse plano (X–Y), por norma não consideradas em simultâneo. As forças produzidas na direcção Z (vertical ou perpendicular ao plano do tabuleiro) podem resultar de rajadas provenientes de várias direcções. No caso destas últimas serem desfavoráveis e significativas, devem ser consideradas simultaneamente com as forças produzidas em qualquer outra direcção.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Valor característico associado a valores básicos da velocidade do vento com uma probabilidade anual de ser excedido igual a 0,02 (equivalente a um período médio de retorno de 50 anos).

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> Factor  $c_s c_d = 1$  – desprezar efeito do vento pelo não simultaneidade da ocorrência das pressões do vento sobre a superfície, em conjunto com o efeito das vibrações da estrutura devido à turbulência

A velocidade base ou de referência do vento,  $v_b$ , foi determinada a partir do seu valor fundamental,  $v_{b,0}$ , sendo este representativo do valor característico da velocidade média referida a períodos de 10 minutos, independente da direcção do vento e da época do ano, a uma altura de 10 m acima do solo<sup>1</sup>, *vd*. Eq. (E.3).

Velocidade base do vento ..... 
$$v_b = c_{dir=1} \cdot c_{season=1} \cdot v_{b,0} = 27 \text{ m/s}$$
 (E.3)

Os coeficientes de direcção e de sazão, respectivamente,  $c_{dir}$  e  $c_{season}$ , foram tomados com valor unitário (recomendados em NA<sup>2</sup>). Por conseguinte, o valor fundamental  $v_{b,0}$  correspondeu a uma velocidade de 27 m/s, estipulada para a Zona A (região do interior, a uma altitude inferior a 600 m), tendo em conta o zonamento do território nacional definido em NA, análogo ao estabelecido no **RSA [6.50]**.

Por sua vez, a velocidade média do vento,  $v_m(z)$ , função da altura da estrutura acima do solo (z < 0,65 m), foi obtida da sua velocidade base,  $v_b$ , corrigida por um factor de rugosidade do terreno,  $c_r(z)$ , e um coeficiente de orografia do terreno à zona,  $c_0(z)$ , este último igual à unidade<sup>3</sup>. Deste modo, o cálculo de  $v_m(z)$  foi estabelecido com base na Eq. (E.4).

Velocidade média do vento ..... 
$$v_m(z) = c_r(z) \cdot c_0(z)_{=1} \cdot v_b = 21 \, m/s$$
 (E.4)

O factor  $c_r(z)$  foi determinado através da Eq. (E.5), sendo este dado em função da rugosidade do terreno onde se insere a obra (tipologia do local assumida da categoria II)<sup>1</sup>, considerando-se a variabilidade da velocidade média do vento na zona de implantação da ponte devido: (i) à altura da estrutura acima do solo (para  $z = 0,65 \text{ m} \Rightarrow z_{min} = 3,00 \text{ m}$ , altura mínima) e (ii) à rugosidade do solo do terreno para barlavento da estrutura segundo a direcção do vento considerada. Baseado no NA, o processo de cálculo prosseguiu nos seguintes passos:

Factor da rugosidade do terreno ..... 
$$c_r(z) = c_r(z_{\min}) = k_r \cdot \ln\left(\frac{z_{\min}}{z_0}\right) = 0.78$$
; para  $z \le z_{\min}$  (E.5)

Onde,

- $z_{min}$  altura mínima (categoria de terreno II):  $z_{min} = 3,0 m$ ;
- $z_0$  comprimento de rugosidade (categoria de terreno II):  $z_0 = 0.05 m$ ;
- $k_r$  coeficiente de terreno (função do comprimento  $z_{0,II} = 0,05$ ):  $k_r = 0,19 \cdot \left(\frac{z_0}{z_{0,II}}\right)^{0,07} = 0,19$

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Categoria II (em NA) – zona de vegetação rasteira, tal como erva, e obstáculos isolados (árvores e edifícios) com separações entre si de, pelo menos, 20 vezes a sua altura.

<sup>&</sup>lt;sup>2</sup> NA – Anexo ou Documento Nacional.

<sup>&</sup>lt;sup>3</sup> Valor unitário recomendado em NA (coeficiente orográfico em situação corrente).

Uma vez determinado o factor de rugosidade (0,78), este valor serviu para reduzir a velocidade base do vento  $v_b = 27$  m/s no seu valor médio  $v_m(z) = 21$  m/s, *cf*. Eq. (E.4) – valor expectável devido ao facto do atravessamento da ponte se efectuar praticamente ao nível do solo circundante (em campo aberto).

As forças exercidas pelo vento no tabuleiro da ponte pedonal foram determinadas a partir de coeficientes de força para a direcção em causa. Nesse sentido, importa conhecer o coeficiente de exposição sobre o tabuleiro da ponte ( $c_e$ ), cujos passos de cálculo se referem de seguida.

Em primeiro lugar, foi necessário estimar a intensidade de turbulência à altura *z*,  $I_{\nu}(z)$ , sendo esta definida como o quociente entre o desvio padrão da turbulência e a velocidade média do vento. O desvio padrão da turbulência,  $\sigma_{\nu}$ , foi determinado através da Eq. (E.6), admitindo um coeficiente de turbulência cia unitário ( $k_l = 1$ )<sup>1</sup>, a par dos parâmetros  $k_r$  e  $v_b$ , calculados através das Eqs. (E.3) e (E.5).

Desvio padrão da turbulência ..... 
$$\sigma_v = K_{l=1} \cdot K_r \cdot v_b = 5,13 \text{ m/s}$$
 (E.6)

Por conseguinte, tendo em conta a velocidade média do vento anteriormente determinada ( $v_m(z) = 21$  m/s), a intensidade de turbulência à altura  $z = z_{min}$ ,  $I_v(z_{min})$ , vem dada pela seguinte Eq. (E.7):

Intensidade de turbulência ..... 
$$I_{\nu}(z) = I_{\nu}(z_{\min}) = \frac{\sigma_{\nu}}{\nu_m(z)} = 0.25;$$
 para  $z \le z_{\min}$  (E.7)

Por fim, o coeficiente de exposição à altura  $z = z_{min}$ ,  $c_e(z_{min})$ , pôde ser obtido com base na Eq. (E.8), correspondente à relação entre as pressões dinâmicas de pico à altura  $z = z_{min}$ ,  $q_p(z_{min})$ , e de referência,  $q_b$ ,

Coeficiente de exposição ..... 
$$c_e(z) = c_e(z_{\min}) = \frac{q_p(z_{\min})}{q_b} = 1,67$$
; para  $z \le z_{\min}$  (E.8)

em que,

Pressão dinâmica de referência .... 
$$q_b = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 = 456 Pa^2$$
 (E.8-1)

Pressão dinâmica de pico ...... 
$$q_p(z_{\min}) = [1 + 7 \cdot I_v(z_{\min})] \cdot q_b \cdot c_r^2(z_{\min}) \cdot c_0^2(z) = 763 Pa$$
 (E.8-2)

Visto não ter sido necessário recorrer a nenhum procedimento de cálculo da resposta dinâmica da ponte pedonal, o método simplificado previsto na NP EN 1991-1-4:2010 permitiu determinar as forças do vento sobre tabuleiro, com base em coeficientes de força, nomeadamente o coeficiente de exposição  $c_e$ .

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Valor unitário recomendado em NA.

 $<sup>^{2} \</sup>rho = 1,25 \text{ kg/m}^{3}$  – densidade do ar (valor recomendado em NA)

A força transversal do vento –  $F_{W,x}$ , segundo a direcção X do tabuleiro, foi obtida através da Eq. (E.9), cujos parâmetros tomaram os valores abaixo indicados:

Força transversal do vento .....  $F_{W,x} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \cdot C \cdot A_{ref,x} = 17,8 \, kN$  (E.9)

- $\rho$  densidade do ar:  $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$  (em NA);
- $v_b$  velocidade base do vento:  $v_b = 27$  m/s (vd. Eq. (E.3));
- *C* factor de força:  $C = c_e c_{fx,0} \approx 3$ ; com  $c_{fx,0} = 1,76$  (*vd*. Fig. E.3) e  $c_e = 1,67$  (*cf*. Eq. (E.8));
- $A_{ref,x}$  área de referência da ponte, na direcção transversal:  $A_{ref,x} = d_{tot} L \approx 13 \text{ m}^2$  (vd. Fig. E.3).



*Figura E.3*: Coeficiente de força  $c_{fx,0}$  para uma ponte tipo vigada (I) e a) com guarda-corpos vazado. Adaptado [6.50]

De acordo com a **NP EN 1991-1-4:2010**, a altura  $d_{tot}$  considerada na área de referência  $A_{ref,x}$  correspondeu à altura do tabuleiro d (0,36 m) somada de 0,30 m, por incluir guarda-corpos nos dois lados da ponte, mesmo na configuração de vazados (com mais de 50% de aberturas). Além disso, o valor daquela altura  $d_{tot}$  permitiu ainda estabelecer uma relação  $b/d_{tot}$  de 2,6 para efeitos de avaliação do coeficiente de força  $c_{fx,0}$  (1,76), *vd*. Fig. E.3. Neste contexto, a altura total  $d_{tot}$  correspondeu à soma das seguintes parcelas:

- Altura frontal do vigamento de barlavento (perfil HEB 280);
- Altura do painel de laje compósito (75 mm);
- Espessuras da interface aço GFRP (ca. 2,5 mm) e da camada de desgaste (ca. 2,5 mm);
- Altura de 30 cm para cada guarda-corpo vazado.

A força longitudinal do vento  $-F_{W,y}$ , segundo a direcção Y do tabuleiro, foi obtida através da Eq. (E.10), correspondendo a 25% de  $F_{W,x}$  (segundo NA para pontes com tabuleiros de viga de alma cheia).

Força longitudinal do vento.....  $F_{W,y} = 25\% \cdot F_{W,x} = 4,5 \, kN$  (E.10)

Uma vez que as acções do vento no plano do tabuleiro foram definidas segundo metodologias aproximadas, também a acção vertical seguiu um procedimento similar. Nesse sentido, a força vertical do vento –  $F_{W,z}$ , segundo a direcção Z do tabuleiro, foi determinada através da Eq. (E.11), cujos parâmetros tomaram os valores abaixo indicados:

Força vertical do vento ...... 
$$F_{W,z} = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 \cdot C \cdot A_{ref,z} = \pm 23,2 \ kN$$
 (E.11)

- $\rho$  densidade do ar:  $\rho = 1,25 \text{ kg/m}^3$  (em NA);
- $v_b$  velocidade base do vento:  $v_b = 27$  m/s (vd. Eq. (E.3));
- C factor de força:  $C = c_e c_{f,z} \approx \pm 1,5$ ; com  $c_{f,z} = \pm 0,9$  (em NA) e  $c_e = 1,67$  (cf. Eq. (E.8));
- $A_{ref,z}$  área de referência da ponte, na direcção vertical:  $A_{ref,z} = b.L \approx 34 \text{ m}^2$ .

Neste caso, a área de referência  $A_{ref,z}$  correspondeu à área em planta do tabuleiro (produto da largura bruta, *b*, pelo comprimento total do tabuleiro, *L*). O factor de força do vento (*C*) foi derivado do respectivo coeficiente de força na direcção Z ( $c_{f,z}$ ) para o qual, conservativamente, o Anexo Nacional recomenda um valor igual a ±0,9. Este deve ser definido tanto no sentido ascendente como no sentido descendente (coeficiente de força de sustentação).

Importa notar que o valor da força do vento, estimado segundo a direcção vertical, é da mesma ordem de grandeza da carga permanente de cada meia parte mista da ponte (*ca*. 23,2 kN – 0,68 kN/m<sup>2</sup> por vigamento misto longitudinal), *i.e.*, *ca*. 50% da carga permanente total da ponte pedonal.

Na Tabela E.1 encontram-se reunidos os valores das forças do verto determinados para as 3 direcções actuantes (X, Y e Z) sobre o tabuleiro da ponte pedonal.

Tabela E.1: Resumo das forças do vento sobre o tabuleiro da ponte pedonal segundo as 3 direcções.

FORÇAS DO VENTO	F <sub>W,x</sub> (transversal)	$F_{W,y} \\ (longitudinal)$	F <sub>w,z</sub> (vertical)
Força total no tabuleiro [kN]	17,8	4,5	23,2
Força por unidade de comprimento [kN/m]	1,3	_	1,7
Força por unidade de largura bruta [kN/m]	_	1,8	9,3
Força por unidade de área de referência [kN/m <sup>2</sup> ]	1,37	_	0,68
Comprimento total da ponte: $L = 13,61$ m.			$A_{ref,x} = d_{tot}.L$
Largura bruta do tabuleiro: $b = 2,50$ m. Altura do tabuleiro: $d = 0.36$ m (sem guarda-corpos).			$A_{ref,z} = b.L$

Altura total do tabuleiro:  $d_{tot} = 0.96$  m (com "efeito" de guarda-corpos vazado).

### E.2 ANÁLISE ESTÁTICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA AOS ELS E ELU

### E.2.1 MÉTODO ELÁSTICO DE VIGA COMPOSTA (EN 1995-1-1:2002)

As expressões que se apresentam de seguida constam do método previsto na norma **EN 1995-1:2002** [6.27] para a análise elástica de secções de vigas de madeira, mecanicamente ligadas entre si, e têm por base as seguintes hipóteses simplificativas, *vd*. Fig. E.4 (*e.g.*, viga composta por 2 peças):

- A hipótese de Bernoulli é válida (em cada uma das peças da viga, as secções planas permanecem planas e normais ao eixo da viga após deformação);
- Os materiais das várias peças de madeira da viga têm um comportamento elástico (*Teoria da Elasticidade Linear*) e as suas secções são constantes ao longo da viga;
- A viga é simplesmente apoiada num só tramo de vão  $(L)^1$ ;
- O carregamento actua transversalmente à viga (direcção Z), provocando um esforço transverso V(x) e um momento flector M(x) na forma sinusoidal ou parabólica (carga sinusoidal, *F*);
- A conexão de corte é discreta ao longo da viga, cuja ligação entre peças é materializada por meio de fixadores mecânicos (conectores, pernos de corte, parafusos, pregos, etc.);
- Os fixadores apresentam uma rigidez de deslizamento (*K*) e um dado espaçamento entre si (*s*);
- O espaçamento entre fixadores é constante ao longo do vão da viga ou varia uniformemente, de acordo com a força de corte longitudinal, entre s<sub>mín</sub> e s<sub>máx</sub> (com s<sub>máx</sub> ≤ 4. s<sub>mín</sub>);
- Não ocorre separação entre as várias peças da viga composta.

Segundo a norma **EN 1995-1-1:2002**, o método é aplicável em secções de vigas compostas até 3 peças, *i.e.*, com 2 pontos seccionais de conexão (flexível). A formulação permite conhecer o grau de acção compósita, ou interacção de corte, entre partes da secção composta, através da seguinte expressão:

Factor de rigidez adimensional da parte i da conexão...... 
$$\gamma_i = \frac{1}{1 + \frac{\pi^2 \cdot E_i \cdot A_i \cdot s_i}{K_i \cdot L^2}};$$
 para *i*=1 e *i*=3 (E.12)

Em que,

- $E_i$  módulo de elasticidade da secção transversal da peça *i* [MPa];
- $A_i$  área da secção transversal da peça *i* [mm<sup>2</sup>];
- *s<sub>i</sub>* espaçamento entre fixadores discretos da peça *i* [mm];
- $K_i$  rigidez elástica de deslizamento da peça *i* [N/mm];
- *L* vão [mm].

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Admitir em viga contínua um vão igual a 80% do vão maior e em viga em consola um vão igual a 200% do vão da consola.

O parâmetro ou factor  $\gamma_{n}$ , interveniente na Eq. (E.12), permite quantificar directamente o nível de flexibilidade da conexão de corte entre peças, tendo-se no limite:

- $\gamma \to 0$  conexão muito flexível, a tender para interacção de corte nula (peças separadas);
- $\gamma_i \rightarrow 1$  conexão muito rígida, a tender para interacção de corte ou acção compósita completa.

A cada secção transversal (peça *i*) associa-se um factor  $\gamma$ , enquanto  $\gamma_2$  representa sempre o parâmetro de referência. A rigidez de flexão efectiva da viga composta pode ser obtida através da seguinte Eq. (E.13):

Rigidez de flexão efectiva...... 
$$(E.I)_{ef} = \sum_{i=1}^{3} \left( E_i \cdot I_i + \gamma_i \cdot E_i \cdot A_i \cdot a_i^2 \right)$$
 (E.13)

Em que,  $a_i$  representa a distância do eixo neutro da secção transversal  $A_i$  à linha neutra da secção composta (LN). A propriedade  $I_i$  significa o momento de inércia da secção transversal  $A_i$ , em torno do eixo de flexão (direcção Y). Genericamente, ainda no caso de 3 peças, aquelas distâncias podem ser derivadas com base na seguinte expressão para a peça intermédia (2),

Distância 
$$a_2$$
..... $a_2 = \frac{\gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 \cdot (h_1 + h_2) - \gamma_3 \cdot E_3 \cdot A_3 \cdot (h_2 + h_3)}{2 \cdot \sum_{i=1}^{3} (\gamma_i \cdot E_i \cdot A_i)}$  (E.14)

em que,  $h_{i=1,2,3}$  representa a altura da respectiva secção transversal  $A_{i=1,2,3}$  da peça individual.

A Figura E.4 exemplifica a aplicação do método numa secção transversal de viga composta por 2 peças de madeira, cujas distâncias anteriores ( $a_i$ ) podem ser reescritas, no caso particular, da seguinte forma:

Distância 
$$a_1$$
 (até LN)  
 $a_1 = \frac{\gamma_{2=1} \cdot E_2 \cdot A_2 \cdot (h_1 + h_2)}{2 \cdot (\gamma_1 \cdot E_1 \cdot A_1 + \gamma_{2=1} \cdot E_2 \cdot A_2)} \dots a_2 = \left(\frac{h_1 + h_2}{2}\right) - a_1$ 
(E.15)

De acordo com a norma **EN 1995-1-1:2002**, as tensões normais na secção composta podem ser também calculadas directamente, mas apenas ao nível das fibras extremas da secção transversal  $A_i$ , cujos valores máximos de cálculo ( $_{i,d}$ ) podem ser determinados com base nas seguintes expressões:

Tensões normais máximas na secção  $A_{i}$ ..... $\sigma_{i,d} = \sigma_{N,i,d} + \sigma_{M,i,d}$  (E.16)

Tensões resultantes do par de esforço normal

Tensões resultantes do momento flector

$$\sigma_{N,i,d} = \frac{M_d}{(E.I)_{ef}} \cdot \gamma_i \cdot a_i \cdot E_i \qquad (E.17)$$

Enquanto as tensões obtidas da Eq. (E.17), à *esq.*, resultam das forças normais ao nível da secção composta ( $N = N_1 = -N_2$ ), as tensões derivadas da Eq. (E.17), à *dir.*, resultam da flexão em cada secção transversal individualmente ( $M_1 \in M_2$ ), vd. Fig. E.4. Por equilíbrio da secção transversal composta, os esforços resultantes das tensões têm de igualar o momento flector aplicado ou de cálculo ( $M_d$ ), resultando:

### Equilíbrio de momentos na secção composta ..... $M_d = M_1 + M_2 + N \cdot d$ ; com $d = a_1 + a_2$ (E.18)

As tensões máximas de corte ocorrem ao nível da linha neutra (LN) da secção composta, correspondente ao anulamento das tensões normais ao longo da sua altura. Para um esforço transverso de cálculo ( $V_d$ ), as tensões tangenciais máximas podem ser determinadas na peça 2 da secção composta através da Eq. (E.19).

Tensões de corte máximas na secção 
$$A_2$$
.....  $\tau_{2,d} = \frac{V_d}{(E.I)_{ef}} \cdot \left(\frac{h_{LN}}{2}\right) \cdot E_2 \cdot h_{LN}$  (E.19)



Figura E.4: Secção composta (à esq.) e diagrama de tensões (à dir.) do modelo da EN 1995-1-1:2002. Adaptado [6.27]

Por fim, as flechas na viga composta podem ser determinadas utilizando a parcela da rigidez efectiva –  $(E.I)_{ef}$ , recorrendo para tal a formulação própria da teoria de vigas (**Euler-Bernoulli**). Como exemplos mais importantes no âmbito da presente tese, as Eqs. (E.20) traduzem o cálculo da flecha máxima ( $f_{máx}$ ) de uma viga simplesmente apoiada, submetida a carregamento transversal uniformemente distribuído (q) e concentrado simétrico a 4P (F/2), num único vão L (com  $l_e$  igual ao tramo entre ponto de carga e apoio).

Carga uniformemente distribuída, q

Cargas concentradas, F/2

$$f_{máx} = \frac{5 \cdot q \cdot L^4}{384 \cdot (E.I)_{ef}} \dots f_{máx} = \frac{F \cdot l_e}{48 \cdot (E.I)_{ef}} \cdot \left(3 \cdot L^2 - 4 \cdot l_e^2\right)$$
(E.20)

Como nota última, importa sublinhar que este método é extensível para análise de secções de vigas mistas, compostas por materiais de diferente natureza, atendendo à possibilidade de serem introduzidas as propriedades individuais respeitantes a cada parte da viga (peça ou elemento).

### E.2.2 TRANSFORMAÇÃO DO PAINEL EM BANZOS EQUIVALENTES

Os passos de cálculo que se seguem representam a transformação da laje celular do tabuleiro, com um altura total h = 75 mm, em dois banzos laminados equivalentes de igual espessura  $t_{g,FS} = h^*/2$ . Na Figura E.5 mostra-se o tabuleiro misto da ponte em corte longitudinal (parcial), que integra um total de 19 painéis multicelulares de GFRP no comprimento de vão *L*. Na Figura E.6 esquematiza-se a transformação da secção real celular, podendo ser esta assumida independentemente da largura transversal analisada *b*.



Figura E.5: Corte longitudinal (parcial) do tabuleiro misto da ponte pedonal com 19 painéis multicelulares GFRP.



Figura E.6: Transformação da secção celular com altura h numa equivalente com espessura 2.t<sub>g.FS</sub>.

Com base na relação entre o diferencial de volumes da secção *fechada* (total) – Eq. (E.21) e *vazia* (núcleo) – Eq. (E.22) da laje celular do tabuleiro da ponte e o volume equivalente de uma laje com espessura  $h^*$ , obtémse a respectiva espessura  $t_{g,FS}$  – Eq. (E.23) correspondente a cada banzo que constitui a laje equivalente.

Secção fechada.....
$$V_{fechado} = 1330 \cdot 7, 5 \cdot b = (9\,975 \cdot b) \, cm^2$$
 (E.21)

Secção vazia (células correntes)......
$$V_{aberta} = 19 painéis \cdot 5 células \cdot 56, 6 \cdot b = (5377 \cdot b) cm^2$$
 (E.22-1)

Secção vazia (células extremas)......
$$V_{aberta} = 19 painéis \cdot 2 células \cdot 56, 3 \cdot b = (2139 \cdot b) cm^2$$
 (E.22-2)

Secção vazia (células snap-fit)..... $V_{aberta} = 18 células \cdot 42, 3 \cdot b = (761 \cdot b) cm^2$  (E.22-3)

Altura e espessura equivalente.....
$$\frac{V_{fechada} - V_{aberta}}{L \cdot b} = h^* \rightarrow h^* = 1,25 \, cm \Rightarrow t_{g,FS} = 6,25 \, mm$$
 (E.23)

### E.3 ANÁLISE DINÂMICA – VERIFICAÇÃO DA SEGURANÇA À VIBRAÇÃO

### E.3.1 LIMITES NORMATIVOS PARA A VERIFICAÇÃO DO CONFORTO

a) ISO 10137:2007 [6.71] – a verificação dos critérios de conforto humano é realizada em função das acelerações limites admitidas, quando adaptadas à função da estrutura, à natureza e à duração da excitação, para as seguintes condições de utilização:

- Um indivíduo a percorrer o tabuleiro, enquanto outro parado a meio vão;
- Fluxo médio de pessoas a caminhar (grupo de 8 a 15 pessoas);
- Grande fluxo de pessoas a caminhar, acima do fluxo normal esperado;
- Caso excepcional de eventos específicos.

A curva base representada na Figura E.7 permite relacionar os limites de conforto em acelerações RMS  $a_{RMS}^{-1}$ , com a frequência de vibração, *f*. A curva base deve ser multiplicada por um factor de majoração de 60, reduzindo-se para metade exclusivamente para a verificação do nível de conforto na situação de utilizadores imóveis sobre o tabuleiro (mais condicionante, uma vez conotar-se uma maior sensibilidade às vibrações face à situação de movimento dos transeuntes).



*Figura E.7*: Curva base para as acelerações (RMS) na direcção vertical,  $a_{RMS} - f$ . Adaptado [6.71]

<sup>1</sup> a<sub>RMS</sub> – do inglês, *Root Mean Square*. Aceleração quadrática média:  $a_{RMS} = \sqrt{S_x(f) \cdot \Delta f}$  em que,

 $S_x(f)$  – função de densidade espectral (espectro de potência);  $\Delta f$  – intervalo de frequência entre 2 de N amostras consecutivas. **b**) **NA BS EN 1991-2:2008 [6.72]** – o valor da aceleração máxima é determinado com base no seu limite fundamental (1,0 m/s<sup>2</sup>), em função de parâmetros de percepção dos utilizadores às vibrações, segundo a expressão:

$$a_{máx} = 1,0 \cdot k_1 \cdot k_2 \cdot k_3 \cdot k_4 \tag{E.24}$$

Os quatro parâmetros  $k_1$ ,  $k_2$ ,  $k_3$  e  $k_4$  expressos na Eq. (E.24) podem ser consultados na Tabela E.2 e traduzem a influência dos seguintes aspectos:

- $k_1$  sensibilidade à percepção dos peões em função da localização da ponte;
- $k_2$  redundância do trajecto;
- $k_3$  sensibilidade à percepção dos peões em função da altura da ponte;
- $k_4$  coeficiente de exposição a acordar entre o projectista e Dono de Obra.

*Tabela E.2*: Valores dos parâmetros de percepção  $k_1$ ,  $k_2$ ,  $k_3$  e  $k_4$  [6.72].

Localização da ponte	k <sub>1</sub>	
Trajectos principais para hospitais	0,6	
Trajectos para locais de grande concentração	0,8	
Principais centros urbanos	1,0	
Atravessamentos suburbanos	1,3	
Ambientes rurais	1,6	
Redundância do trajecto	k <sub>2</sub>	
Acesso único	0,7	
Trajecto principal	1,0	
Possibilidade de alternativas de aceso	1,3	
Altura da ponte	k <sub>3</sub>	
Maior do que 8,0 m	0,7	
Entre 4,0 e 8,0 m	1,0	
Menor do que 4,0 m	1,1	
Coeficiente de exposição	k4	
Percepção às vibrações dos utentes, a acordar com o Dono de Obra.	0,8 a 1,2	
camada de desgaste do tabuleiro)		

#### E.3.2 MÉTODO DO OSCILADOR DE 1-GL

Considere-se o elemento de barra, simplesmente apoiado no vão *L*, com massa por unidade de comprimento m(x), momento de inércia I(x) e módulo de elasticidade *E*, submetido às cargas indicadas na Figura E.8.



*Figura E.8*: Viga simplesmente apoiada de vão *L*, com 2 tipos de forças sinusoidais aplicadas: (i) uniformemente distribuída –  $q.sen(\alpha t)$  e (ii) móvel pontual –  $Q.sen(\alpha t)$ .

a) Resolução analítica – assumindo um sistema contínuo linear e proporcionalmente amortecido, *vd*.
 Fig. E.8, a equação de equilíbrio dinâmico em regime forçado pode ser escrita desacopladamente, em coordenadas generalizadas, da seguinte forma para o modo de vibração *n* (*n* sistemas de 1-GL),

$$\ddot{u}_{n}^{*}(t) + \left[2 \cdot \xi_{n} \cdot p_{n}\right] \cdot \dot{u}_{n}^{*}(t) + \left[p_{n}^{2}\right] \cdot u_{n}^{*}(t) = \frac{P_{n}^{*}(x,t)}{M_{n}^{*}(x)}$$
(E.25)

onde  $\xi_n$  e  $p_n$  representam, respectivamente, o amortecimento e a frequência circular para o modo de vibração n, enquanto  $P_n^*(x,t) \in M_n^*(x)$  definem a força modal e a massa modal (generalizadas). Na qualidade de acções de excitação de interesse (vd. Fig. E.8), são consideradas as seguintes forças determinísticas do tipo sinusoidal (harmónica periódica), com frequência circular, $\omega$ .

Força móvel, concentrada  

$$P_{mov}(x,t) = \overline{P}_{mov}(x) \cdot sen(\omega \cdot t)$$
 (E.26)  
(E.26)

As respostas em deslocamentos e acelerações, para o modo de vibração n, em coordenadas generalizadas, são obtidas em regime permanente da equação diferencial de 2<sup>a</sup> ordem (solução particular), respectivamente, da seguinte forma,

Deslocamentos  

$$u_{n}^{*}(x,t) = \beta_{n} \cdot \underbrace{\left[\frac{\overline{P}_{mov,n}^{*}(x)}{p_{n}^{2} \cdot M_{n}^{*}(x)}\right]}_{u_{n,est}^{*}} \cdot sen(\omega \cdot t) \cdots \cdots \widetilde{u}_{n}^{*}(x,t) = \beta_{n} \cdot \underbrace{\left[\frac{\overline{P}_{n}^{*}(x)}{p_{n}^{2} \cdot M_{n}^{*}(x)}\right]}_{u_{n,est}^{*}} \cdot \omega^{2} \cdot sen(\omega \cdot t) \quad (E.27)$$

em que, para o modo n,

Factor de amplificação dinâmica ...... 
$$\beta_n = \frac{1}{\sqrt{\left(2 \cdot \xi_n \cdot \overline{\omega}\right)^2 + \left(1 - \overline{\omega}\right)^2}}, \quad \overline{\omega} = \frac{\omega}{p_n}$$
 (E.28)

A massa modal e as amplitudes máximas das forças modais, (modo n), são assumidas no sistema por:

Massa modal, modo n ..... 
$$M_n^*(x) = \int_L \phi(x) \cdot m(x) \cdot \phi(x) dx$$
 (E.29)

Força móvel, concentrada, modo n..... 
$$\overline{P}_{mov,n}^*(x) = \int_L \phi(x) \cdot \overline{P}_{mov}(x) dx$$
 (E.30)

Força uniformemente distribuída, modo n...... 
$$\overline{p}_n^*(x) = \int_L \phi(x) \cdot \overline{p}(x) dx$$
 (E.31)

Na Tabela E.3 encontram-se resumidos os valores de ambas as grandezas modais para o caso de estudo, vd. Fig. E.8 – elemento de viga simplesmente apoiada, com m(x) [kg/m], E.I(x) [N.m<sup>2</sup>] e L [m]. O tempo de sintonização  $t_{máx,n}$  representa o tempo necessário para uma carga móvel atravessar uma meia onda da deformada modal, limitando a excitação nesse intervalo de tempo. Faz-se notar que as forças modais indicadas são assumidas para carregamentos sobre as meias ondas das configurações deformadas segundo o sentido dos deslocamentos modais correspondentes, o que conduz a oscilações mais elevadas.

Tabela E.3: Massa modal generalizada, acção generalizada e tempo de sintonização.

Configuração	Massa generalizada	Acção generalizada		Tempo de sintonização
Modal, n	distribuída, $M_n^*(x)$	distribuída, $\overline{p}_n^*(x)$	móvel, $\overline{P}^*_{mov,n}(x)$	t <sub>máx,n</sub>
$sen\left(n\cdot\pi\cdot\frac{x}{L}\right)$	$\frac{1}{2} \cdot m(x) \cdot L$	$\frac{2}{n\cdot\pi}\cdot\overline{p}(x)\cdot L$	$\frac{2}{\pi} \cdot \overline{P}_{mov}(x)$	$\frac{L}{(n \cdot v)}$

Em ressonância ( $\omega = p_n$ ), as respostas máximas, para um dado modo *n*, são descritas pela amplificação da componente estática do deslocamento, ( $u_{n,est}^*$ ), através do factor dinâmico  $\beta_n$ , com a parcela transiente unitária:

Deslocamento máx. em ressonância ..... 
$$u_n^* = \beta_n^{res} \cdot \left[\frac{P_n^*}{p_n^2 \cdot M_n^*}\right] = \left(\frac{1}{2\xi_n}\right) \cdot u_{n,est}^*$$
 (E.32)

Aceleração máx. em ressonância.....
$$\ddot{u}_n^* = \beta_n^{res} \cdot \left[\frac{P_n^*}{M_n^*}\right] = \left(\frac{1}{2\xi_n}\right) \cdot u_{n,est}^* \cdot p_n^2$$
 (E.33)

Considerado valores constantes para as propriedades mecânicas da viga (m(x) = m e E.I(x) = E.I) e acções de valores fixos ( $\overline{p}(x) = p$ ) ao longo do seu eixo longitudinal (x), diversas respostas máximas podem ser obtidas de uma forma mais simplificada, tal como se apresenta sistematizado na Tabela E.4. Em ressonância, o factor de amplificação dinâmico das respostas máximas descritas toma o valor  $1/(2.\xi_n)$ .

Identificação modal		Respostas máximas modais		
Frequência [Hz]	$f_n = \frac{\alpha_n^2}{2\pi} \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{m}}$	Deslocamento [m]	$u_{max,n} = \beta_n \cdot \left(\frac{1}{n^4}\right) \cdot \frac{4 \cdot p \cdot L^4}{\pi^5 \cdot E \cdot I}$	
Frequência [rad/s]	$p_n = \alpha_n^2 \cdot \sqrt{\frac{E \cdot I}{m}}$	Aceleração [m/s <sup>2</sup> ]	$a_{max,n} = \beta_n \cdot \left(\frac{1}{n}\right) \cdot \frac{4 \cdot p}{\pi \cdot m}$	
Modo de Vibração	$\phi_n(x) = sen(\alpha_n \cdot x)$	Esforço Transverso [N]	$V_{m\alpha x,n} = \beta_n \cdot \left(\frac{1}{n}\right) \cdot \frac{4 \cdot P \cdot L}{\pi^2}$	
$\alpha_n = n \cdot \frac{\pi}{L}$ (vibração	transversal em flexão)	Momento flector [N.m]	$M_{max,n} = \beta_n \cdot \left(\frac{1}{n^2}\right) \cdot \frac{4 \cdot p \cdot L^2}{\pi^3}$	

Tabela E.4: Identificação modal e respostas máximas para viga simplesmente apoiada.

Por último, aplicando o método da sobreposição modal, a resposta total do sistema, por exemplo, em deslocamentos u(x,t), pode ser dada por uma combinação linear dos modos de vibração  $\phi_n(x)$ , cujos coeficientes dessa combinação – *deslocamentos generalizados*,  $u_i^*(t)$  (i = 1,...,n) vêm em função do tempo:

$$u(x,t) = \sum_{i=1}^{n} \phi_i(x) \cdot u_i^*(t) = \phi_1(x) \cdot u_1^*(t) + \phi_2(x) \cdot u_2^*(t) + \dots + \phi_n(x) \cdot u_n^*(t)$$
(E.34)

b) Resolução numérica – a resolução numérica de um problema dinâmico pode ser desenvolvida, naturalmente, quer ao nível dos sistemas com 1-GL, quer, face às actuais ferramentas computacionais, ao nível de um vasto leque de equação diferenciais dos osciladores com múltiplos GL. Os métodos de integração numérica distinguem-se relativamente às hipóteses que assumem relativamente ao andamento da excitação e resposta no passo de integração. Os últimos – *métodos por passos* são apresentados na literatura como métodos alternativos para o cálculo da resposta a uma acção dinâmica, inclusive sob forças periódicas. Os métodos *passo-a-passo* determinam o estado no passo n+1 a partir do estado n, cujo passo de integração corresponde ao intervalo de tempo  $\Delta t$ . Deste modo, uma vez definido o tempo máximo a considerar, todas as quantidades discretizadas são conhecidas nos instantes subsequentes: 0,  $\Delta t$ ,  $2.\Delta t$ ,  $3.\Delta t$ , ...,  $t_{máx}$ . **Newmark** apresentou uma família de métodos de integração numérica de passo único. Na formulação de integração, as Eqs. (E.35) e (E.36) foram derivadas da aceleração estimada com base nos seus valores para os instantes  $t e t + \Delta t$ , por desenvolvimento em série de **Taylor**<sup>1</sup> das soluções do sistema de equações  $u(t) e \dot{u}(t)$ .

$$u = u + \Delta t \cdot \dot{u} + \frac{\Delta t^2}{2} \cdot \ddot{u} + \frac{\Delta t^3}{\underbrace{6}_{=0}} + \dots + u(t + \Delta t) = u(t) + \Delta t \cdot \dot{u}(t) + (1 - \beta) \cdot \Delta t^2 \cdot \ddot{u}(t) + \beta \cdot \Delta t^2 \cdot \ddot{u}(t + \Delta t)$$
(E.35)

$$\dot{u} = \dot{u} + \Delta t \cdot \ddot{u} + \underbrace{\Delta t^{2}}_{=0} \cdot \ddot{u} + \dots \qquad \dot{u}(t + \Delta t) = \dot{u}(t) + (1 - \gamma) \cdot \Delta t \cdot \ddot{u}(t) + \gamma \cdot \Delta t \cdot \ddot{u}(t)$$
(E.36)

Os parâmetros  $\gamma e \beta$  definem o modo de variação da aceleração entre dois passos consecutivos, e permitem determinar a estabilidade e a precisão da formulação. **Newmark** estabeleceu as condições para aqueles parâmetros, de forma a verificar a estabilidade do método, sendo incondicionalmente estável no caso de se verificarem – Eq. (E.37). Tal como se indica na Tabela E.5, na literatura são sugeridos os valores de 1/2 para o parâmetro  $\gamma e$  o intervalo entre 1/6 e 1/2 para o parâmetro  $\beta$ .

Tabela E.5: Parâmetros de métodos de resolução numérica.

Métodos	Diferences centreis	Aceleração	
Parâmetros	Diferenças centrais	linear	média
γ	1/2	1/2	1/2
β	0	1/6	1/4

Se  $\beta$  tomar valor nulo, a metodologia de integração em causa é vulgarmente conhecida por *método das diferenças centrais*. No caso de se assumir 1/6, o método assume variação linear da aceleração – *méto-do da aceleração linear*. É assumida variação linear da velocidade se  $\beta$  for igual a 1/4, o que em termos físicos significa que a aceleração é constante – *método da aceleração média*. Pode verificar-se que os primeiros dois métodos identificados são condicionalmente estáveis, ao passo que o último é incondicionalmente estável (mas a fiabilidade ou precisão requer  $\Delta t/T < 0,01-002$ , com  $T = 2.\pi/f$ ). Neste sentido, foram vários os métodos derivados da formulação de **Newmark** que surgiram ao longo dos tempos, quer por adaptação dos parâmetros, quer por introdução de novos com o intuito a modificar as suas propriedades.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Desprezando os termos superiores à 2ª ordem.
# E.3.3 REGISTO NUMÉRICO DAS ACELERAÇÕES – SOLUÇÕES ESTRUTURAIS A E B $^{1}$

Cenário	Tipo de movimento	<b>a.1</b> [m/s <sup>2</sup> ]	<b>a.2</b> [m/s <sup>2</sup> ]
	andar lento	0,025	0,025
	andar normal	0,010	0,010
1P.vão	andar rápido	0,010	0,010
	jogging	0,009	0,009
	corrida	0,023	0,023
	andar lento	0,025	0,028
	andar normal	0,010	0,012
1P.con	andar rápido	0,015	0,015
	jogging	0,009	0,011
	corrida	0,023	0,038
	andar lento	0,016	0,019
	andar normal	0,007	0,006
3P.des	andar rápido	0,039	0,045
	jogging	0,021	0,024
	corrida	0,035	0,035
	andar lento	0,074	0,074
	andar normal	0,029	0,029
3P.sin	andar rápido	0,030	0,031
	jogging	0,027	0,027
	corrida	0,069	0,070

Tabela E.6: Acelerações horizontais registadas a meio vão (a.1) e na consola (a.2) do modelo numérico – Solução A.

1P.vão - 1 peão ao centro do tabuleiro;

1P.con – 1 peão na consola do tabuleiro;

3P.sin - 3 peões sincronizados, simétricos ao centro do tabuleiro;

3P.des - 3 peões dessincronizados, simétricos ao centro do tabuleiro.

<sup>&</sup>lt;sup>1</sup> Soluções estruturais A e B analisadas para o tabuleiro da ponte pedonal, recorrendo a perfis de aço HEB 260 – A e HEB 280 – B.

Cenário	Tipo de movimento	<b>a.1</b> [m/s <sup>2</sup> ]	<b>a.2</b> [m/s <sup>2</sup> ]
	andar lento	0,776	0,796
	andar normal	0,288	0,298
1P.vão	andar rápido	0,315	0,336
	jogging	0,253	0,300
	corrida	0,624	0,664
	andar lento	0,778	1,203
	andar normal	0,278	0,668
1P.con	andar rápido	0,457	0,555
	jogging	0,254	0,508
	corrida	0,626	2,378
	andar lento	0,548	0,763
3P.des	andar normal	0,215	0,348
	andar rápido	0,798	1,822
	jogging	0,576	1,210
	corrida	0,123	0,488
	andar lento	2,327	2,389
3P.sin	andar normal	0,830	0,858
	andar rápido	0,944	1,009
	jogging	0,760	0,899
	corrida	1,871	1,993

Tabela E.7: Acelerações verticais registadas a meio vão (a.1) e na consola (a.2) do modelo numérico - Solução B.

1P.vão - 1 peão ao centro do tabuleiro;

1P.con – 1 peão na consola do tabuleiro;

3P.sin - 3 peões sincronizados, simétricos ao centro do tabuleiro;

3P.des - 3 peões dessincronizados, simétricos ao centro do tabuleiro.















*Figura E.12*: Registo das acelerações verticais (a.1) no centro e na (a.2) consola, no cenário de carga – 3P.des *jogging*, do modelo numérico da Solução B.









### E.4 OBRA

### E.4.1 REGISTOS TOPOGRÁFICOS DO ENSAIO DE CARGA

Tabela E.8: Registos topográficos nos guarda-corpos de montante e de jusante da ponte pedonal.

Leitura	Alvo	Meridiana	Perpendicular	Cota	Código
	1	1007,178	1014,350	100,353	
1 <sup>a</sup>	2	1008,472	1011,276	100,395	
	3	1009,755	1008,205	100,359	
	1	1007,178	1014,350	100,348	
$2^{a}$	2	1008,471	1011,275	100,387	
	3	1009,755	1008,205	100,353	
	1	1007,179	1014,349	100,340	
3 <sup>a</sup>	2	1008,474	1011,275	100,376	MONTANTE
	3	1009,755	1008,204	100,345	
	1	1007,179	1014,348	100,333	
<b>4</b> <sup>a</sup>	2	1008,471	1011,274	100,367	
	3	1009,755	1008,203	100,338	
	1	1007,179	1014,347	100,328	
5 <sup>a</sup>	2	1008,473	1011,273	100,360	
	3	1009,755	1008,202	100,333	
	1	1004,649	1013,261	100,386	
$1^{a}$	2	1005,938	1010,197	100,437	
	3	1007,215	1007,134	100,371	
	1	1004,651	1013,259	100,381	
$2^{a}$	2	1005,940	1010,195	100,430	
	3	1007,217	1007,132	100,365	
	1	1004,652	1013,259	100,374	
3 <sup>a</sup>	2	1005,940	1010,195	100,419	JUSANTE
	3	1007,217	1007,131	100,358	
	1	1004,653	1013,258	100,367	
<b>4</b> <sup>a</sup>	2	1005,941	1010,193	100,41	
	3	1007,218	1007,13	100,351	
	1	1004,652	1013,258	100,363	
5 <sup>a</sup>	2	1005,941	1010,193	100,404	
	3	1007,217	1007,130	100,347	

Alvos 1 e 3: quartos do vão.

Alvo 2: meio vão.

Unidades das grandezas em *m*.

## E.4.2 PEÇAS DESENHADAS DO PROJECTO DE EXECUÇÃO DA PONTE PEDONAL COMPÓSITA

#### INDICE PEÇAS DESENHADAS

ÓDIGO		DESIGNAÇÃO
II.001	LOC	PLANTA COROGRÁFIC
II.002	LOC	PLANTA DE LOCALIZAÇÃ
II.003	EXIS	PLANTA TOPOGRÁFICA – LEITO E MARGENS (EXISTENTI
<b>II.004</b>	EXIS	PERFIS E ALÇADOS – DIQUES (EXISTENT
II.005	PRO	PLANTA DE IMPLANTAÇÃO – PROPOST
II.006	PRO-V/A	MUROS / DIQUES – VERMELHOS E AMARELO
<b>II.007</b>	PRO	PLANTA, ALÇADOS E CORTES – PROPOST
II.008	FUN	ENCONTRO ESQUERDO – DIMENSIONAMENTO E BETÃO ARMAD
II.009	FUN	ENCONTRO DIREITO – DIMENSIONAMENTO E BETÃO ARMAD
II.010	HIB	PONTE HÍBRIDA – DIMENSIONAMENT
II.011	HIB	APOIOS E LIGAÇÕES – DIMENSIONAMENT
II.012	HIB	LIGAÇÕES E CONEXÕES – GEOMETRIA E PORMENORI
II.013	HIB	GUARDA DE SEGURANÇA – GEOMETRIA E PORMENORI
II.014	POR	CHAPAS DE JUNTA E ACROTÉRIOS – PORMENORES E FIXAÇÃ
II.015	POR	COROAMENTOS DE GRANITO – PORMENORES E FIXACÃ



Mathe - Mathe	projectistas: Márto F Sá (tác. responsável) colaboradores: Marco Stiva, Arg. Augusto M Gomes (verticcu)	Projecto: CONSTRUÇÃO DE PONTE PEDONAL HÍBRIDA COMPÓSITA - PARQUE DA FEIRA S. MATEUS - VISEU		designação: PLANTA COROGRÁFICA	número:	I-001
VISEU NOVO, SI	Nuno P Sivestre	fase:	FASE II- PROJECTO DE EXECUÇÃO	especialidade: ESTRUTURAS	escala:	1:25000
	JUBDIN CONTROL	arquivo informátic	0:		emissão:	MARÇO 2013



























