

# **Comportamento mecânico de ligações aparafusadas em materiais FRP**

**João Duarte Rocha Serra Mendes**

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em  
**Engenharia Civil**

Orientadores:

Professor Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Doutor José Manuel Cabecinhas de Almeida Gonilha

## **Júri**

Presidente: Professor Doutor José Joaquim Costa Branco de Oliveira

Orientador: Professor Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Vogais: Professor Doutor Nuno Miguel Rosa Pereira Silvestre

Professor Doutor Luís Manuel Calado de Oliveira Martins

**Junho de 2017**



# Agradecimentos

A primeira palavra de agradecimento não pode deixar de ser para os orientadores desta dissertação. Ao Professor João Ramôa Correia, por me ter permitido trabalhar sob a sua orientação num tema tão desafiante e por todo o acompanhamento dado. Ao Doutor José Gonilha, pelo incansável apoio prestado, tanto na realização da campanha experimental, como na realização da campanha numérica e na elaboração deste documento.

Ao Engenheiro David Martins e a toda a equipa de investigação dirigida pelo Professor João Ramôa Correia, pelo constante interesse e acompanhamento, e por todas as sugestões e valiosos conselhos, deixo uma palavra de reconhecimento.

Com uma componente experimental tão longa, um agradecimento também aos técnicos do LERM e do LC, senhores Fernando Alves, Fernando Costa e Leonel Silva, por toda a colaboração na realização dos ensaios experimentais.

Agradeço à ALTO Perfis Pultrudidos, Lda. o fornecimento dos perfis utilizados na campanha experimental desta dissertação.

À minha família, em especial aos pais, irmã, avó e tia, um profundo e sentido agradecimento por todas as palavras de apoio e de incentivo, não só nesta fase do meu percurso académico, mas em toda a vida.

Por fim, a todos os amigos e parceiros de aventuras, o meu obrigado.



# Resumo

Nesta dissertação é apresentado o estudo experimental e numérico sobre o comportamento de ligações aparafusadas entre perfis de GFRP e cantoneiras em aço inoxidável. Na campanha experimental caracterizaram-se os materiais GFRP e aço inoxidável. Estudaram-se sete tipologias de ligações por sobreposição em provetes de GFRP e aço inoxidável, tendo-se variado a distância do parafuso ao bordo do provete, o número de parafusos e a espessura dos provetes. Por fim, foram realizados ensaios monotónicos em quatro tipologias de ligações viga-coluna, recorrendo a cantoneiras de aço inoxidável; nesses ensaios variou-se a espessura das cantoneiras, o número de parafusos e o tipo de ligação (pelos banzos ou pela alma da viga). Nos ensaios de ligações pretendeu-se determinar a sua resistência, rigidez e ductilidade. Todas as ligações ensaiadas foram simuladas através de modelos de elementos finitos no *software* Abaqus, tendo-se considerado o critério de iniciação de dano de Hashin e um modelo de progressão de dano por energias de fractura. De um modo geral, os resultados experimentais obtidos revelaram ligações viga-coluna pouco rígidas e resistentes; a capacidade das ligações foi muito limitada pela inexistência de continuidade das mantas de reforço da alma para os banzos do perfil. Verificou-se que as tipologias com mais parafusos não apresentaram um incremento significativo de resistência. Para além disto, a espessura das cantoneiras foi um factor com bastante influência no desempenho das ligações; como esperado, os provetes com cantoneiras de 8 mm apresentaram um desempenho melhor. Os modelos numéricos desenvolvidos simularam o comportamento das ligações com algumas limitações, principalmente ao nível da determinação da rigidez da ligação. Assim, uma correcta definição dos valores das energias de fractura do GFRP é fundamental para a simulação do comportamento real da ligação.

## Palavras-chave

Perfis pultrudidos de GFRP; Ligações por sobreposição; Ligações viga-coluna; Cantoneiras de aço inoxidável; Ensaios experimentais; Modelação numérica.



# Abstract

This dissertation presents an experimental and numerical study about the behaviour of bolted connections between GFRP pultruded profiles and stainless steel angles. In the experimental campaign the mechanical properties of GFRP and stainless steel were measured. Seven types of double-lap connections were tested with GFRP and stainless steel specimens, where the edge distance, the number of bolts and the thickness of the specimen were varied. Four types of beam-to-column connections were loaded monotonically, using stainless steel cleats: one was web-cleated and the other three were flange-cleated. The thickness of the cleats was varied as well as the number of bolts. In both double-lap and beam-to-column tests the connections' resistance, stiffness and ductility were determined. All the connections tested were numerically modelled using Abaqus with Hashin's damage criterion and a progressive damage model based on the fracture energies of GFRP. Overall, the beam-to-column connections tested presented relatively low stiffness and resistance; the strength was very much limited by the lack of continuity reinforcing mats between the web and the flanges of the GFRP profile. In addition, no significant increment of strength was found in the typologies with more bolts. Moreover, the cleats' thickness was found to be fundamental to the connection's performance. In fact, the connections with 8 mm thick cleats resisted to higher loads and were stiffer than the connections with 3 mm thick cleats. The numerical models developed presented some limitations, mostly in determining the connections' stiffness. As for the fracture energies of GFRP, it was found that the accurate modelling of the real behaviour of the connections is largely influenced by their correct definition.

# Keywords

Pultruded GFRP profiles; Lap connections; Beam-to-column connections; Stainless steel cleats; Experimental testes; Numerical Analysis.





# Índice

Agradecimentos.....	i
Resumo .....	iii
Abstract.....	v
Lista de Figuras .....	xi
Lista de Tabelas .....	xv
Lista de Símbolos e Abreviaturas.....	xvii
1 Introdução .....	1
1.1. Enquadramento .....	1
1.2. Objectivos e metodologia .....	2
1.3. Organização do documento .....	2
2 Estado da Arte.....	4
2.1 Considerações iniciais .....	4
2.2 Materiais compósitos FRP.....	4
2.2.1 Materiais Constituintes .....	4
2.2.2 Processos de fabrico .....	6
2.2.3 Propriedades de perfis pultrudidos de GFRP.....	7
2.2.4 Aplicação de perfis pultrudidos de GFRP em engenharia civil .....	7
2.3 Aço Inoxidável .....	9
2.3.1 Classificação e constituição .....	9
2.3.2 Processo de fabrico .....	11
2.3.3 Propriedades do aço inoxidável .....	11
2.3.4 Aplicações .....	12
2.4 Ligações entre perfis pultrudidos de GFRP .....	12
2.4.1 Tipos de ligações.....	13
2.4.2 Modelação numérica de ligações .....	19
2.4.3 Avaliação de ductilidade em ligações entre materiais compósitos .....	23
2.4.4 Dimensionamento de ligações entre perfis de GFRP .....	24
2.5 Considerações finais .....	26
3 Campanha Experimental.....	27
3.1 Considerações iniciais .....	27
3.2 Programa experimental .....	27
3.3 Ensaio de caracterização mecânica do material .....	28
3.3.1 Compressão .....	28

3.3.2	Tracção (GFRP) .....	31
3.3.3	Flexão .....	32
3.3.4	Corte interlaminar .....	34
3.3.5	Corte no plano – método de losipescu.....	35
3.3.6	Tracção (aço inoxidável) .....	37
3.3.7	Síntese de resultados .....	39
3.4	Ensaio de sobreposição dupla .....	41
3.4.1	Séries experimentais e geometria dos provetes .....	42
3.4.2	Esquema de ensaio e instrumentação .....	42
3.4.3	Procedimento experimental .....	44
3.4.4	Resultados e discussão.....	44
3.4.5	Análise Comparativa .....	51
3.5	Ensaio de ligações viga-coluna .....	53
3.5.1	Séries experimentais e geometria dos provetes .....	53
3.5.2	Esquema de ensaio e instrumentação .....	53
3.5.3	Procedimento experimental .....	55
3.5.4	Resultados e discussão.....	55
3.5.5	Análise comparativa .....	59
3.6	Considerações finais .....	62
4	Modelação Numérica.....	63
4.1	Considerações iniciais .....	63
4.2	Descrição dos modelos.....	63
4.2.1	Geometria, malha e discretização .....	63
4.2.2	Condições de fronteira e carregamento.....	63
4.2.3	Formulação de contacto e atrito .....	64
4.2.4	Tipo de análise .....	65
4.3	Ligações por sobreposição dupla .....	65
4.3.1	Propriedades mecânicas dos materiais .....	65
4.3.2	Resultados e discussão.....	66
4.4	Ligações viga-coluna .....	72
4.4.1	Propriedades mecânicas dos materiais .....	72
4.4.2	Resultados e discussão .....	73
4.5	Considerações finais.....	78
5	Conclusões e desenvolvimentos futuros.....	79

5.1	Conclusões .....	79
5.2	Desenvolvimentos futuros .....	80
	Referências bibliográficas .....	81
Anexo A.	– Ensaios de caracterização mecânica do material .....	89
A.1.	Introdução .....	89
A.2.	Compressão .....	89
A.3.	Tracção (GFRP) .....	93
A.4.	Flexão .....	95
A.5.	Corte interlaminar .....	96
A.6.	Corte no plano – método de Iosipescu .....	100
A.7.	Tracção (aço inoxidável) .....	103



## Lista de Figuras

Figura 1 - (a) Secções típicas de perfis pultrudidos [5]; (b) processo de fabrico por pultrusão [2].....	7
Figura 2 - Ponte Pontresina [10]. .....	9
Figura 3 - Edifício Eyecatcher [11]. .....	9
Figura 4 - Ponte pedonal em Viseu [15]. .....	10
Figura 5 - Ponte pedonal de São Silvestre [16]. .....	10
Figura 6 - Habitação modular do projecto The ClickHouse [12]. .....	10
Figura 7 - Monumento Atomium em Bruxelas [23]. .....	12
Figura 8 - Exemplo de uma ligação [23].....	12
Figura 9 - Principais modos de rotura observados nos ensaios de sobreposição, adaptado de Bank [1]. (a) por tracção; (b) por shear-out; (c) por separação; (d) por destacamento; (e) por esmagamento. ....	13
Figura 10 - Gráfico força – deslocamento das ligações ensaiadas por Franco e Zuccarello [37]. ....	15
Figura 11 - Ligações testadas por Bank et al. [38]. (a) tipologia W; (b) tipologia WS; (c) tipologia TS; (d) tipologia TSW; (e) tipologia TWS reforçada (TSW_R); (f) gráfico $M-\theta$ das cinco tipologias ensaiadas. .....	16
Figura 12 - Ligações testadas por Bank et al. [40]. (a) tipologia (iii); (b) tipologia (iv); (c) gráfico $M-\theta$ das tipologias (iii) e (iv). .....	17
Figura 13 - Conector universal UC desenvolvido por Mosallam et al. [41], adaptado de [43]. .....	18
Figura 14 - Gráfico $M-\theta$ das tipologias V, VI e VII, adaptado de [41]. .....	18
Figura 15 - Conector desenvolvido por Bank et al. [42], adaptado de [43]. .....	19
Figura 16 - Momento-rotação, adaptado de [46]. .....	19
Figura 17 - Simplificações de simetria de um modelo de uma ligação com sobreposição dupla [67]. ....	21
Figura 18 – Ligações modeladas por Casalegno et al. [71]. (a) Ligação do tipo W; (b) Ligação do tipo TSW. ....	23
Figura 19 - Diferentes métodos de determinação do ponto de cedência, de acordo com o protocolo ECCS [75]. .....	24
Figura 20 – Esquema do ensaio de compressão, com o ensaio em curso. ....	30
Figura 21 - Série de provetes longitudinais da alma após o ensaio de compressão. ....	30
Figura 22 - Curvas $\sigma_c-\epsilon_c$ para o ensaio de compressão nas direcções longitudinal e transversal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm. ....	30
Figura 23 - Modo de rotura do ensaio de compressão, por delaminação do material. ....	30
Figura 24 – Esquema do ensaio de tracção do GFRP, com o ensaio em curso. ....	33
Figura 25 – Curvas $\sigma_t-\epsilon_t$ para o ensaio de tracção do GFRP na direcção longitudinal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm. ....	33
Figura 26 - Rotura das mantas próxima da garra superior. ....	33
Figura 27 - Modo de rotura do ensaio de tracção do GFRP, por tracção das fibras. ....	33
Figura 28 - Esquema do ensaio de flexão. ....	35
Figura 29 - Curvas $\sigma_f-\epsilon_f$ para o ensaio de flexão na direcção longitudinal da alma e do banzo. ....	35
Figura 30 - Rotura das primeiras fibras por tracção num provete. ....	35
Figura 31 - Progressão da rotura de um provete ao longo da espessura. ....	35
Figura 32 - Esquema do ensaio de corte interlaminar. ....	36
Figura 33 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio de corte interlaminar nas direcções longitudinal e transversal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm. ....	36
Figura 34 - Modo de rotura do ensaio de corte interlaminar na direcção longitudinal, por delaminação. ..	36
Figura 35 - Modo de rotura no ensaio de corte interlaminar na direcção transversal, por corte. ....	36
Figura 36 - Forma e dimensões de um provete do ensaio de corte no plano, pelo método de Iosipescu. ....	37

Figura 37 - Curvas $T_{cp}$ - $Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nas direcções longitudinal e transversal da alma e dos banzos e na direcção longitudinal da chapa de 40 mm. ....	38
Figura 38 - Modo de rotura do ensaio de corte no plano pelo método de losipescu. ....	38
Figura 39 - Forma e dimensões, em mm, dos provetes de aço inoxidável para o ensaio de tracção. ....	38
Figura 40 - Curvas $\sigma_t$ - $\epsilon_t$ para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 3 mm e 8 mm de espessura. ....	39
Figura 41 – Início do fenómeno de estricção do provete. ....	39
Figura 42 - Evolução do fenómeno de estricção do provete. ....	39
Figura 43 - Modo de rotura do ensaio de tracção do aço inoxidável. ....	39
Figura 44 – Disposições de parafusos do ensaio de sobreposição dupla. (a) DL-15; (b) DL-25; (c) DL-35; (d) DL-70; (e) DL-2P; (f) DL-A3 e DL-A8. ....	43
Figura 45 - Esquema dos ensaios de sobreposição dupla (1). ....	44
Figura 46 - Esquema dos ensaios de sobreposição dupla (2). ....	44
Figura 47 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-15. ....	45
Figura 48 - Modo de rotura por shear-out de um provete da série DL-15. ....	45
Figura 49 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-25. ....	46
Figura 50 - Modo de rotura por shear-out de um provete da série DL-25. ....	46
Figura 51 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-35. ....	47
Figura 52 - Modo de rotura por shear-out com esmagamento do provete 1 da série DL-35. ....	47
Figura 53 - Modo de rotura por shear-out com duas superfícies de rotura do provete 3 da série DL-35. ....	47
Figura 54 - Modo de rotura por shear-out dos provetes 2 e 4 da série DL-35. ....	47
Figura 55 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-70. ....	48
Figura 56 - Modo de rotura por esmagamento (1) e por shear-out (2) de um provete da série DL-70 (1). ....	48
Figura 57 - Modo de rotura por esmagamento (1) e por shear-out (2) de um provete da série DL-70 (2). ....	48
Figura 58 - Parafuso encurvado durante o ensaio de um provete da série DL-70. ....	48
Figura 59 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-2P. ....	49
Figura 60 - Modo de rotura por shear-out de um provete da série DL-2P. ....	49
Figura 61 - Modo de rotura por shear-out (1) com esmagamento (2) de um provete da série DL-2P. ....	49
Figura 62 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-A3. ....	50
Figura 63 - Modo de rotura por flexão e corte do parafuso de um provete da série DL-A3. (1) ....	50
Figura 64 - Modo de rotura por flexão e corte do parafuso de um provete da série DL-A3. (2) ....	50
Figura 65 - Modo de rotura por esmagamento da chapa de aço de um provete da série DL-A3. (1) ....	50
Figura 66 - Modo de rotura por esmagamento da chapa de aço de um provete da série DL-A3. (2) ....	50
Figura 67 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-A8. ....	51
Figura 68 - Modo de rotura de um provete da série DL-A8. (1) ....	51
Figura 69 - Modo de rotura de um provete da série DL-A8. (2) ....	51
Figura 70 – Dimensões da cantoneira da tipologia BC-3-W-M. ....	54
Figura 71 – Perspectiva da cantoneira da tipologia BC-3-W-M. ....	54
Figura 72 - Dimensões da cantoneira das tipologias BC-3-F-M e BC-8-F-M. ....	54
Figura 73 - Perspectiva da cantoneira das tipologias BC-3-F-M e BC-8-F-M. ....	54
Figura 74 – Dimensões da cantoneira da tipologia BC-8-F2-M. ....	54
Figura 75 - Perspectiva da cantoneira da tipologia BC-8-F2-M. ....	54
Figura 76 - Instrumentação dos ensaios de ligação viga-coluna. ....	56
Figura 77 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC-3-W-M. ....	57
Figura 78 - Modo de rotura de um provete da série BC-3-W-M pela ligação banzo-alma da coluna. ....	57
Figura 79 - Arrancamento das mantas de um provete da série BC-3-W-M. ....	57
Figura 80 – Furos da coluna e da viga não danificados num provete da série BC-3-W-M. ....	57

Figura 81 - Curva força-deslocamento do provete 2 da tipologia BC-3-F-M. ....	58
Figura 82 - Modo de rotura do provete 2 da série BC-3-F-M pela ligação banzo-alma da coluna. ....	58
Figura 83 - Deformação plástica da cantoneira superior no provete 2 da série BC-3-F-M. ....	58
Figura 84 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC-8-F-M. ....	59
Figura 85 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F-M pela ligação banzo-alma da coluna (1). ...	59
Figura 86 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F-M pela ligação banzo-alma da coluna (2). ...	59
Figura 87 - Furos superiores da coluna e da viga não danificados num provete da série BC-8-F-M. ....	59
Figura 88 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC 8-F2-M. ....	60
Figura 89 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F2-M pela ligação banzo-alma da coluna. ....	60
Figura 90 - Arrancamento das mantas e punçoamento do banzo da coluna num provete da série BC-8-F2-M. ....	60
Figura 91 - Curvas força-deslocamento típicas de cada tipologia de ligação viga-coluna. ....	60
Figura 92 - Condições de fronteira e de carregamento dos modelos. (a) ligação por sobreposição; (b) ligação viga-coluna. ....	64
Figura 93 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-15. ....	66
Figura 94 - Modo de rotura por shear-out do modelo da ligação DL-15. ....	66
Figura 95 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-25. ....	67
Figura 96 - Modo de rotura por shear-out do modelo da ligação DL-25. ....	67
Figura 97 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-35. ....	68
Figura 98 - Modo de rotura por shear-out do modelo da ligação DL-35. ....	68
Figura 99 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-70. ....	69
Figura 100 - Modo de rotura por shear-out do modelo da ligação DL-70. ....	69
Figura 101 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-2P. ....	69
Figura 102 - Modo de rotura por shear-out da ligação DL-2P. ....	69
Figura 103 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-A3. ....	70
Figura 104 - Modo de rotura por esmagamento da chapa da ligação DL-A3. ....	70
Figura 105 - Deformação do parafuso no modelo da ligação DL-A3. ....	70
Figura 106 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-A8. ....	71
Figura 107 - Ovalização do furo no modelo da ligação DL-A8. ....	71
Figura 108 - Rotura do parafuso no modelo da ligação DL-A8. ....	71
Figura 109 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-3-W-M. ....	74
Figura 110 - Modo de rotura pela ligação banzo-alma da ligação BC-3-W-M. ....	74
Figura 111 - Plastificação do parafuso superior da ligação BC-3-W-M. ....	74
Figura 112 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-3-F-M. ....	75
Figura 113 - Plastificação da cantoneira superior, na parte em contacto com a coluna da ligação BC-3-F-M. ....	75
Figura 114 - Deformação plástica do parafuso da coluna, na cantoneira superior da ligação BC-3-F-M. ....	75
Figura 115 - Dano na ligação banzo-alma da coluna da ligação BC-3-F-M. ....	75
Figura 116 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-8-F-M. ....	76
Figura 117 - Rotura pela ligação banzo-alma da coluna na ligação BC-8-F-M. ....	76
Figura 118 - Plastificação de um parafuso da cantoneira superior da ligação BC-8-F-M. ....	76
Figura 119 - Esmagamento da zona inferior da viga da ligação BC-8-F-M. ....	76
Figura 120 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-8-F2-M. ....	77
Figura 121 - Rotura pela ligação banzo-alma da coluna da ligação BC-8-F2-M. ....	77

Figura A.1 - Curvas  $\sigma_c - \epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais da alma. .... 91

Figura A.2 - Curvas  $\sigma_c - \epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes transversais da alma. .... 91

Figura A.3 - Curvas $\sigma_c-\varepsilon_c$ para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais dos banzos.....	92
Figura A.4 - Curvas $\sigma_c-\varepsilon_c$ para o ensaio à compressão dos provetes transversais dos banzos. ....	92
Figura A.5 - Curvas $\sigma_c-\varepsilon_c$ para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm. .	92
Figura A.6 - Curvas $\sigma_c-\varepsilon_c$ para o ensaio à compressão dos provetes transversais da chapa de 40 mm...	92
Figura A.7 - Curvas $\sigma_t-\varepsilon_t$ para o ensaio à tracção do GFRP dos provetes longitudinais da alma. ....	94
Figura A.8 - Curvas $\sigma_t-\varepsilon_t$ para o ensaio de tracção do GFRP dos provetes longitudinais dos banzos.....	94
Figura A.9 - Curvas $\sigma_t-\varepsilon_t$ para o ensaio à tracção do GFRP dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.....	94
Figura A.10 - Curvas $\sigma_f-\varepsilon_f$ para o ensaio à flexão dos provetes longitudinais da alma.....	96
Figura A.11 - Curvas $\sigma_f-\varepsilon_f$ para o ensaio de flexão dos provetes longitudinais dos banzos. ....	96
Figura A.12 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais da alma.....	98
Figura A.13 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes transversais da alma. ....	98
Figura A.14 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais dos banzos. .	99
Figura A.15 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes transversais dos banzos...	99
Figura A.16 - Curvas $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$ para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.....	99
Figura A.17 - Curvas $T_{cp}-Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais da alma.....	102
Figura A.18 - Curvas $T_{cp}-Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes transversais da alma. ....	102
Figura A.19 - Curvas $T_{cp}-Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais dos banzos. ....	102
Figura A.20 - Curvas $T_{cp}-Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes transversais dos banzos.....	102
Figura A.21 - Curvas $T_{cp}-Y_{cp}$ para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.....	103
Figura A.22 – Curvas $\sigma_t-\varepsilon_t$ para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 3 mm de espessura. ....	104
Figura A.23 - Curvas $\sigma_t-\varepsilon_t$ para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 8 mm de espessura. ....	104



# Lista de Tabelas

Tabela 1 - Propriedades das principais fibras, adaptado de Bank [1] e [4].	5
Tabela 2 - Propriedades das resinas termoendurecíveis, adaptado de Bank [1].	6
Tabela 3 - Propriedades mecânicas de perfis pultrudidos de GFRP, adaptado de [9].	8
Tabela 4 - Propriedades físicas e térmicas de perfis pultrudidos de GFRP, adaptado de [9].	8
Tabela 5 - Propriedades físicas do aço inoxidável, adaptado de [14].	11
Tabela 6 - Propriedades mecânicas do aço inoxidável, adaptado de [13, 14].	12
Tabela 7 - Coeficientes de ductilidade calculados.	25
Tabela 8 – Nomenclatura, parede, orientação e quantidade de provetes ensaiados.	29
Tabela 9 – Resultados dos ensaios de compressão da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção longitudinal.	31
Tabela 10 - Resultados dos ensaios de compressão da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção transversal.	31
Tabela 11 - Resultados do ensaio de tracção da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção longitudinal.	34
Tabela 12 - Resultados dos ensaios de flexão da alma e do banzo, na direcção longitudinal.	34
Tabela 13 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar da alma e dos banzos nas direcções longitudinal e transversal e da chapa de 40 mm na direcção longitudinal.	36
Tabela 14 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, da alma e do banzo nas direcções longitudinal e transversal e na chapa de 40 mm na direcção longitudinal.	37
Tabela 15 - Resultados dos ensaios de tracção do aço inoxidável.	40
Tabela 16 - Valores médios das características mecânicas determinadas e normas utilizadas.	41
Tabela 17 - Valores médios das características mecânicas determinadas e norma utilizada.	41
Tabela 18 - Distâncias ao bordo para as disposições de parafusos consideradas.	42
Tabela 19 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-15.	45
Tabela 20 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-25.	45
Tabela 21 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-35.	46
Tabela 22 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-70.	47
Tabela 23 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-2P.	48
Tabela 24 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-A3.	49
Tabela 25 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-A8.	50
Tabela 26 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla dos provetes de GFRP e verificação de segurança.	51
Tabela 27 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla dos provetes de aço inoxidável e verificação de segurança.	52
Tabela 28 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-3-W-M.	56
Tabela 29 – Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-3-F-M.	57
Tabela 30 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-8-F-M.	58
Tabela 31 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-8-F2-M.	59
Tabela 32 – Resultados médios dos ensaios de ligações viga-coluna para cada tipologia de ligação.	61
Tabela 33 - Energias de fractura do GFRP consideradas [94].	65
Tabela 34 - Propriedades elásticas das chapas de GFRP.	65
Tabela 35 - Tensões resistentes das chapas de GFRP.	65
Tabela 36 - Propriedades elasto-plásticas dos provetes de aço inoxidável.	66
Tabela 37 - Resultados do modelo da ligação DL-15.	66
Tabela 38 - Resultados do modelo da ligação DL-25.	67

Tabela 39 - Resultados do modelo da ligação DL-35.....	68
Tabela 40 - Resultados do modelo da ligação DL-70.....	68
Tabela 41 - Resultados do modelo da ligação DL-2P. ....	68
Tabela 42 - Resultados do modelo da ligação DL-A3. ....	70
Tabela 43 - Resultados do modelo da ligação DL-A8. ....	70
Tabela 44 – Resultados dos modelos das ligações por sobreposição dupla. ....	71
Tabela 45 -Propriedades elásticas do perfil de GFRP.....	72
Tabela 46 - Tensões resistentes do perfil de GFRP.....	73
Tabela 47 - Propriedades elasto-plásticas da zona curva da cantoneira. ....	73
Tabela 48 - Resultados do modelo da ligação BC-3-W-M.....	73
Tabela 49 - Resultados do modelo da ligação BC-3-F-M.....	74
Tabela 50 - Resultados do modelo da ligação BC-8-F-M.....	75
Tabela 51 - Resultados do modelo da ligação BC-8-F2-M.....	76
Tabela 52 - Resumo dos resultados dos modelos numéricos das ligações viga-coluna. ....	77
Tabela A.1- Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal da alma. ....	89
Tabela A.2 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal da alma. ....	89
Tabela A.3 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal dos banzos. ....	90
Tabela A.4- Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal dos banzos.....	90
Tabela A.5 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.....	90
Tabela A.6 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal da chapa de 40 mm. ....	90
Tabela A.7 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal da alma.....	93
Tabela A.8 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal dos banzos. ....	93
Tabela A.9 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal da chapa de 40 mm. .....	93
Tabela A.10 - Resultados dos ensaios de flexão na direcção longitudinal da alma. ....	95
Tabela A.11 - Resultados dos ensaios de flexão na direcção longitudinal dos banzos. ....	95
Tabela A.12 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal da alma.....	96
Tabela A.13 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção transversal da alma. ....	97
Tabela A.14 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal dos banzos.....	97
Tabela A.15 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção transversal dos banzos.....	97
Tabela A.16 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal da chapa de 40 mm. .....	98
Tabela A.17 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção longitudinal da alma.....	100
Tabela A.18 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção transversal da alma. ....	100
Tabela A.19 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção longitudinal dos banzos. ....	101
Tabela A.20 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção transversal dos banzos.....	101
Tabela A.21 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção longitudinal da chapa de 40 mm. ....	101
Tabela A.22 - Resultados dos ensaios de tracção da chapa de 3 mm de aço inoxidável.....	103
Tabela A.23 - Resultados dos ensaios de tracção da chapa de 8 mm de aço inoxidável.....	103

# Lista de Símbolos e Abreviaturas

## Lista de Abreviaturas

ACMA	American Composites Manufacturers Association
AISI	American Iron and Steel Institute
ASCE	American Society of Civil Engineers
CNR	Consiglio Nazionale delle Ricerche
ETAR	Estação de tratamento de águas residuais
FCT	Fundação para a Ciência e Tecnologia
FRP	Fiber Reinforced Polymer
GFRP	Glass Fiber Reinforced Polymer
IST	Instituto Superior Técnico
LC	Laboratório de Construção
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais
LRFD	Load Resistance Factor Design
UC	Universal Connector
UV	Ultravioleta

## Letras maiúsculas gregas

$\Delta\varepsilon_c$	Variação da extensão de compressão
$\Delta\varepsilon_t$	Variação da extensão de tracção
$\Delta\varepsilon_{t,L}$	Variação da extensão de tracção na direcção longitudinal
$\Delta\varepsilon_{t,T}$	Variação da extensão de tracção na direcção transversal
$\Delta\gamma_{cp}$	Variação da distorção
$\Delta\sigma_c$	Variação da tensão de compressão
$\Delta\sigma_t$	Variação da tensão de tracção
$\Delta\tau_{cp}$	Variação da tensão de corte na direcção longitudinal

## Letras minúsculas gregas

$\alpha_d$	Parâmetro geométrico
$\delta$	Deslocamento
$\delta_{ci}$	Deslocamento do ensaio de corte interlaminar
$\delta_{cu}$	Deslocamento último no ensaio de compressão
$\delta_{fu}$	Deslocamento último a meio vão
$\delta_r$	Deslocamento relativo
$\delta_u$	Deslocamento último
$\varepsilon_c$	Extensão de compressão
$\varepsilon_{cu}$	Extensão última do material sujeito a compressão pura
$\varepsilon_E$	Extensão de engenharia
$\varepsilon_f$	Extensão de flexão
$\varepsilon_{fu}$	Extensão última do material sujeito a flexão
$\varepsilon_{TS}$	Extensão de acordo com o fenómeno true stress – true strain
$\varepsilon_{tu}$	Extensão última do material sujeito a tracção pura
$\varepsilon_t$	Extensão de tracção
$\varepsilon_u$	Extensão última
$\varepsilon_y$	Extensão de cedência do material
$\varepsilon_{0,2}$	Extensão característica para um intervalo de confiança de 99,8%
$ \varepsilon_{+45^\circ} $	Módulo da extensão a +45°
$ \varepsilon_{-45^\circ} $	Módulo da extensão a -45°
$\theta$	Rotação
$\theta_u$	Rotação última
$\gamma$	Distorção
$\gamma_{cp}$	Distorção do material sujeito a corte no plano
$\sigma_c$	Tensão de compressão
$\sigma_{ci}$	Tensão de corte interlaminar
$\sigma_{ciu}$	Tensão última do material sujeito a corte interlaminar

$\sigma_{cu}$	Tensão última do material sujeito a compressão pura
$\sigma_E$	Tensão de engenharia
$\sigma_f$	Tensão de flexão
$\sigma_{fu}$	Tensão última do material sujeito a flexão
$\sigma_i$	Tensão axial na direcção $i$
$\sigma_{TS}$	Tensão de acordo com o fenómeno true stress – true strain
$\sigma_t$	Tensão de tracção
$\sigma_{tu}$	Tensão última do material sujeito a tracção pura
$\sigma_{ty}$	Tensão de cedência do material à tracção
$\sigma_u$	Tensão axial última
$\sigma_y$	Tensão de cedência
$\sigma_{0,2}$	Tensão característica para um intervalo de confiança de 99,8%
$\sigma_{0,2-D}$	Tensão característica para um intervalo de confiança de 99,8% na zona curva da cantoneira
$\tau_{cp}$	Tensão de corte
$\tau_{cpu}$	Tensão de corte última
$\tau_{ij}$	Tensão tangencial nas direcções $ij$
$\nu$	Coefficiente de Poisson
$\nu_{LT}$	Coefficiente de Poisson do ensaio de tracção longitudinal do GFRP
$\nu_{ij}$	Coefficiente de Poisson entre as direcções $i$ e $j$

## Letras maiúsculas romanas

$A$	Área do elemento
$A \times d_{cg}$	Parcela de Lagrange-Steiner
$A_f$	Área do fuste do parafuso
$A_{min}$	Área seccional mínima do provete
$C_d$	Coefficiente de ductilidade relativa
$E$	Módulo de elasticidade
$E_c$	Módulo de elasticidade do material sujeito a compressão pura

$E_f$	Módulo de elasticidade do material sujeito a flexão
$E_t$	Módulo de elasticidade do material sujeito a tracção pura
$E_{0,2}$	Declive à curva $\sigma$ - $\delta$ no ponto de coordenadas $(\varepsilon_{0,2}; \sigma_{0,2})$
$(EI)_b$	Rigidez de rotação da viga
$F$	Força aplicada
$F_{b,Rd}$	Resistência ao esmagamento do aço inoxidável
$F_{cu}$	Força de compressão última
$F_{ciu}$	Força última de corte interlaminar
$F_{cpu}$	Força de corte última
$F_{fu}$	Força de flexão última
$F_{tu}$	Força de tracção última
$F_u$	Força de rotura
$F_y$	Força de cedência
$G$	Módulo de distorção
$G_{f,L}$	Energia de fractura das fibras na direcção longitudinal
$G_{f,T}$	Energia de fractura das fibras na direcção transversal
$G_{LT}$	Módulo de distorção do ensaio de corte no plano na direcção longitudinal
$G_{m,L}$	Energia de fractura da matriz na direcção longitudinal
$G_{m,T}$	Energia de fractura da matriz na direcção transversal
$G_{TL}$	Módulo de distorção do ensaio de corte no plano na direcção transversal
$I_b$	Inércia da viga
$I_{f,L}$	Índice de rotura das fibras na direcção longitudinal
$I_{f,T}$	Índice de rotura das fibras na direcção transversal
$I_{m,L}$	Índice de rotura da matriz na direcção longitudinal
$I_{m,T}$	Índice de rotura da matriz na direcção transversal
$K$	Rigidez da ligação
$K_\delta$	Rigidez de translação
$K_\theta$	Rigidez de rotação

$L$	Comprimento do vão
$L_b$	Comprimento da viga
$L_{provete}$	Comprimento do provete
$M$	Momento
$M_u$	Momento de rotura
$V_{corte}$	Resistência do GFRP ao corte
$V_{esmag}$	Resistência do GFRP ao esmagamento
$V_{parafuso}$	Resistência ao corte do parafuso

### Letras minúsculas romanas

$a$	Coefficiente empírico para a definição do aumento de resistência na zona curva
$b$	Largura do provete
$c$	Coefficiente empírico para a definição do aumento de resistência na zona curva
$d$	Diâmetro do furo
$d_{cg}$	Distância ao centro de gravidade
$e'$	Distância do centro do furo ao bordo do provete
$f_{LR,Rd}$	Resistência ao esmagamento do material GFRP
$f_{V,Rd}$	Resistência ao corte do material GFRP
$f_{ub}$	Tensão última do parafuso
$f_u$	Tensão última
$f_{u,red}$	Tensão última reduzida
$f_{sy}$	Tensão de cedência do aço
$f_{1,C}$	Tensão longitudinal de compressão
$f_{1,T}$	Tensão longitudinal de tracção
$f_{1,S}$	Tensão longitudinal de corte
$f_{2,C}$	Tensão transversal de compressão
$f_{2,T}$	Tensão transversal de tracção

$f_{z,s}$	Tensão transversal de corte
$k_b$	Parâmetro dependente do grau de contraentamento da estrutura
$k_1$	Parâmetro geométrico
$m$	Parâmetro experimental para a definição da lei constitutiva do aço inoxidável
$n$	Parâmetro experimental para a definição da lei constitutiva do aço inoxidável
$r_i$	Raio interno da cantoneira
$t$	Espessura
$u$	Deslocamento ou rotação
$u_u$	Deslocamento ou rotação última
$u_y$	Deslocamento ou rotação de cedência



# 1 Introdução

## 1.1. Enquadramento

Os materiais compósitos de polímeros reforçados com fibras, denominados FRP, são constituídos por fibras orientadas dispostas numa matriz polimérica. Assim, apresentam uma natureza ortotrópica, com características mecânicas superiores na direcção das fibras. No sector da construção os polímeros reforçados com fibras de vidro (GFRP) são os mais utilizados devido (i) à elevada relação resistência-peso; (ii) ao reduzido peso específico; (iii) à elevada durabilidade, mesmo em ambientes agressivos; e (iv) ao reduzido custo de manutenção. Por outro lado, o GFRP apresenta um módulo de elasticidade reduzido e rotura frágil, características inadequadas a um material estrutural.

Dos vários processos de fabrico o que se destaca é a pultrusão, no qual se obtém perfis com elevada resistência na direcção longitudinal (direcção das fibras) com custos reduzidos. Desta forma, o material exhibe um comportamento ortotrópico com modos de rotura únicos, diferentes dos modos de rotura de outros materiais e que devem ter especial atenção no seu dimensionamento.

O dimensionamento de estruturas em materiais compósitos de GFRP é, geralmente, condicionado pelas deformações ou pela resistência das ligações. Assim, o estudo das ligações entre perfis assume particular importância, na medida em que uma pormenorização incorrecta poderá provocar uma rotura precoce.

À semelhança dos perfis utilizados em estruturas de materiais compósitos, numa primeira fase as ligações viga-coluna foram copiadas das estruturas metálicas. Desta forma, as primeiras ligações aparafusadas recorreram a cantoneiras de GFRP na alma da viga, dimensionando-se como rotuladas, conduzindo a deformações elevadas e a escolhas de perfis sobredimensionados. Mais tarde, começaram a ser estudadas ligações aparafusadas com cantoneiras nos banzos da viga, aumentando a rigidez da ligação e permitindo o cálculo da ligação como semi-rígida. Apesar disto, os resultados continuaram a não ser considerados satisfatórios, o que motivou a comunidade científica a desenvolver sistemas capazes de melhorar o comportamento da ligação. Apesar de o terem conseguido, a facilidade com que esses sistemas eram produzidos e aplicados também aumentou.

Os perfis com secção transversal em I são os mais estudados devido à facilidade de produção e semelhança com as estruturas metálicas. Ainda assim, são mais vulneráveis a efeitos de instabilidade do que perfis tubulares. Para além disto, nas ligações viga-coluna com rigidez mais elevada, verifica-se rotura pela ligação banzo-alma da coluna, realçando os modos de rotura únicos deste tipo de materiais.

Outro aspecto bastante relevante nestas ligações é a ductilidade e a capacidade de dissipação de energia. De facto, a natureza frágil do GFRP não lhe confere ductilidade, pelo que se torna pertinente a realização de estudos que desenvolvam técnicas capazes de promover alguma capacidade de dissipação de energia. Desta forma, surge o interesse em investigar ligações com recurso a peças de aço inoxidável, um material dúctil e resistente a ambientes agressivos, procurando aumentar também a rigidez e a resistência da ligação.

Assim, a presente dissertação surge inserida no projecto “*FRP-Quake – Seismic Behaviour and Ductility of Structures Built with Glass Fibre Reinforced Polymers*”, financiado pela Fundação para a Ciência e Tecnologia (FCT). Os objectivos deste projecto são: (i) melhorar o comportamento quer das próprias ligações, quer das ligações entre vigas e colunas aos elementos auxiliares; e (ii) estudar a dissipação de energia neste material compósito quando sujeito à acção de um sismo (fora do âmbito desta dissertação).

## 1.2. Objectivos e metodologia

Esta dissertação teve como principal objectivo estudar o comportamento mecânico de ligações aparafusadas entre perfis pultrudidos de GFRP recorrendo a cantoneiras e parafusos de aço inoxidável. Pretendeu-se aferir a resistência da ligação, assim como a sua rigidez. Para além disto, procurou-se explorar a plasticidade do aço inoxidável para promover a ductilidade da ligação.

Para estudar o desempenho das ligações foi realizada uma campanha experimental e uma campanha numérica. Numa primeira fase da campanha experimental, foram realizados ensaios de caracterização mecânica com o objectivo de determinar os parâmetros elásticos e resistentes do material. Posteriormente, foram ensaiadas ligações aparafusadas por sobreposição no plano e ligações viga-coluna. Foram realizados ensaios monotónicos em quatro tipologias de ligação viga-coluna com o objectivo de determinar a sua resistência, rigidez e a eventual ductilidade da ligação. Simultaneamente, foram desenvolvidos modelos de elementos finitos com o intuito de simular o comportamento monotónico das ligações (por sobreposição e viga-coluna). Nesta tarefa, os resultados dos ensaios de caracterização do material foram utilizados para definir as características mecânicas do material nos modelos. Os resultados dos ensaios monotónicos foram comparados com os resultados numéricos, avaliando a sua capacidade de previsão dos modos de rotura e rigidez observados experimentalmente.

## 1.3. Organização do documento

A presente dissertação encontra-se dividida em cinco capítulos, descritos resumidamente em seguida.

No presente capítulo é feito um enquadramento ao tema proposto, definindo-se os objectivos e a metodologia para o desenvolvimento dos trabalhos. Por fim, descreve-se a organização do documento.

No capítulo 2 é feito o levantamento do estado da arte, apresentando-se as características dos materiais FRP e do aço inoxidável, abordando os respectivos processos de fabrico. Para além disto, são referidos alguns exemplos da utilização de materiais compósitos FRP e de aço inoxidável no âmbito da Engenharia Civil. São também abordados diversos estudos experimentais e numéricos desenvolvidos em ligações no plano e viga-coluna, com especial ênfase nas ligações aparafusadas. Por fim, é feita uma avaliação de ductilidade em algumas ligações e são dadas algumas recomendações de dimensionamento de ligações aparafusadas, desenvolvidas até à data.

No capítulo 3 é descrita a campanha experimental desenvolvida nos laboratórios do Instituto Superior Técnico (IST), constituída por ensaios de caracterização mecânica dos materiais, por ensaios de

sobreposição dupla e por ensaios de ligação viga-coluna à escala real. São ainda apresentados e discutidos os resultados de cada um dos ensaios.

No capítulo 4 apresenta-se o estudo numérico realizado para as ligações no plano e viga-coluna desenvolvidas no capítulo 3. Os modelos são descritos e são discutidos os resultados, analisando-os e comparando-os com os resultados obtidos na campanha experimental.

Por fim, no capítulo 5 são apresentadas as principais conclusões do trabalho desenvolvido, resumindo-se os resultados mais relevantes. São também apresentadas as principais lacunas no domínio do estudo desenvolvido e sugerem-se alguns desenvolvimentos futuros que possibilitem uma melhor compreensão e desenvolvimento do tema.



## 2 Estado da Arte

### 2.1 Considerações iniciais

Os materiais compósitos, nomeadamente os polímeros reforçados com fibras, apresentam diversas vantagens para a sua utilização no âmbito da Engenharia Civil. A combinação entre o seu reduzido peso específico, que facilita o transporte e a colocação em obra, e as suas propriedades mecânicas permite obter soluções estruturais capazes de responder a diferentes desafios. Apesar disto, o facto de a generalidade dos materiais FRP apresentarem um reduzido módulo de elasticidade poderá condicionar o dimensionamento destas estruturas, devido às elevadas deformações que se geram e a eventuais problemas de instabilidade em perfis de parede fina. Para além disto, os modos de rotura frágeis (transversais aos diferentes tipos de FRP) motivam a comunidade científica a desenvolver estratégias para conferir alguma ductilidade aos nós de ligação, por exemplo recorrendo a peças metálicas.

Assim, neste capítulo é dado especial ênfase aos materiais FRP, mais especificamente aos perfis pultrudidos de GFRP. São analisadas as suas características, os diferentes processos de fabrico e algumas aplicações. Uma vez que a ligação entre os perfis tem um grau de importância muito significativo, aborda-se a questão do ponto de vista da investigação experimental e dos estudos numéricos desenvolvidos até ao momento. Por fim, discutem-se as várias filosofias de dimensionamento de ligações entre perfis de GFRP.

Aborda-se também o aço inoxidável, nomeadamente a sua classificação e constituição, os processos de fabrico e as propriedades que o tornam num material com uma ampla diversidade de aplicações. Por fim, são dados alguns exemplos de aplicação de aço inoxidável.

### 2.2 Materiais compósitos FRP

A entrada dos materiais FRP no sector da construção iniciou-se há cerca de 60 anos, ainda que a uma escala muito limitada. Desde essa altura que se verifica a sua utilização, quer em construção nova, quer em reabilitação de construções antigas. Apesar disto, foi a partir de meados dos anos 90 do século XX que a sua utilização se tornou mais comum, com mais engenheiros estruturais e arquitectos a recorrer a este material. Contudo, o dimensionamento destas estruturas é desenvolvido com o auxílio de guias e procedimentos gerais de projecto, com testes experimentais, ou até com a colaboração de engenheiros da empresa produtora do material [1], não existindo presentemente qualquer código universalmente aceite e utilizado pela comunidade projectista, o que tem atrasado a sua utilização a uma escala mais alargada.

#### 2.2.1 Materiais Constituintes

Um material compósito FRP é constituído por um reforço de fibras e por uma matriz polimérica, feita a partir de uma resina. Adicionalmente, pode acrescentar-se material de enchimento, designado por *filler*, e aditivos que permitem reduzir o custo e melhorar certas propriedades, assim como facilitar o processo de fabrico [2].

As fibras têm a responsabilidade de garantir parte da resistência mecânica e rigidez do compósito. Uma vez que podem ser orientadas, as fibras têm de assegurar tais parâmetros, principalmente na direcção em

que se desenvolvem. De entre os vários tipos de fibras existentes, destacam-se as fibras de (i) carbono, (ii) vidro e (iii) aramida. As fibras de carbono dividem-se em quatro tipos: (i) corrente; (ii) elevada resistência; (iii) elevado módulo de elasticidade; e (iv) muito elevado módulo de elasticidade. Apesar de apresentarem valores elevados de tensão de rotura e módulo de elasticidade, o custo elevado e os requisitos energéticos associados à sua produção (prejudiciais ao meio ambiente) [3] impedem a sua utilização em larga escala no âmbito da Engenharia Civil. Por outro lado, as fibras de vidro apresentam valores elevados de resistência que, associados a custos relativamente reduzidos, fazem com que sejam as mais utilizadas na indústria da construção, apesar de serem sensíveis a ambientes alcalinos, húmidos e à presença de sais. Para além disto, apresentam um módulo de elasticidade reduzido e são susceptíveis a fluência. De entre as cinco classes de fibras de vidro (E, S, A, AR e C), é de salientar que as mais utilizadas são as do tipo E [1]. Por fim, as fibras de aramida apresentam uma resistência superior às fibras de vidro e um módulo de elasticidade superior em cerca de 50%, exibindo também tenacidade. Apesar disto, a sua sensibilidade à radiação ultravioleta (UV) reduz o seu potencial para várias aplicações da Engenharia Civil, tendo, contudo, utilidade para o fabrico de coletes à prova de bala e capacetes [2]. As principais propriedades dos três tipos de fibras encontram-se resumidas na Tabela 1.

Tabela 1 - Propriedades das principais fibras, adaptado de Bank [1] e [4].

Fibra	Classe	Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	Módulo de elasticidade (GPa)	Resistência à tracção (MPa)	Extensão máxima (%)
<b>Carbono</b>	Corrente	1,70	250	3700	1,2
	Elevada resistência	1,80	250	4800	1,4
	Elevado módulo de elasticidade	1,90	500	3000	0,5
	Muito elevado módulo de elasticidade	2,10	800	2400	0,2
<b>Vidro</b>	E	2,57	72,5	3400	2,5
	A	2,46	73	2760	2,5
	C	2,46	74	2350	2,5
	S	2,47	88	4600	3,0
	AR [4]	2,44	72	1700	2,3
<b>Aramida</b>	-	1,40	70-125	3400-4100	-

Não obstante a resistência ser maioritariamente garantida pela fase fibrosa, a fase polimérica tem como principais funções [3]: (i) manter as fibras na posição pretendida; (ii) promover a transferência das forças para as fibras; (iii) conferir alguma resistência à encurvadura das fibras, quando sujeitas a acções de compressão; e (iv) proteger as fibras de agentes de degradação ambientais, como a humidade. Para além disto, têm também a função de resistir a tensões transversais e de corte interlaminar [2]. Os dois tipos de resinas poliméricas utilizadas no fabrico de compósitos FRP são as termoendurecíveis e as termoplásticas. As primeiras caracterizam-se por não ser possível reprocessá-las ou fundi-las depois do processo de cura.

De entre as suas vantagens, destaca-se a reduzida viscosidade, facilitando o processo de fabrico, assim como a boa capacidade de impregnação das fibras e as propriedades de adesão [2]. De entre as resinas termoendurecíveis, as cinco mais correntemente utilizadas são as seguintes: (i) poliéster; (ii) viniléster; (iii) epóxicas; (iv) fenólicas; e (v) poliuretano, sendo as resinas de poliéster as mais utilizadas comercialmente. As principais propriedades das resinas encontram-se listadas na Tabela 2.

Tabela 2 - Propriedades das resinas termoendurecíveis, adaptado de Bank [1].

Resina	Densidade (g/cm <sup>3</sup> )	Módulo de elasticidade (GPa)	Resistência à tracção (MPa)	Extensão máxima (%)
<b>Poliéster</b>	1,20	4,0	65	2,5
<b>Viniléster</b>	1,12	3,5	82	6,0
<b>Epóxida</b>	1,20	3,0	90	8,0
<b>Fenólica</b>	1,24	2,5	40	1,8
<b>Poliuretano</b>	variável	2,9	71	5,9

Por outro lado, as resinas termoplásticas apresentam uma viscosidade elevada, aumentando os custos de produção, tornando-se pouco interessantes do ponto de vista económico. Ainda assim, a possibilidade de reciclagem constitui uma vantagem. As resinas termoplásticas incluem as seguintes: (i) polipropileno; (ii) poliamida; (iii) polietileno; e (iv) polibutileno. Uma desvantagem comum às resinas poliméricas é a sua susceptibilidade à radiação UV e à temperatura. As resinas apresentam ainda reduzida condutibilidade, térmica e eléctrica [1].

O facto de ser possível fazer as mais variadas combinações entre fibras, matrizes, *fillers* e aditivos, faz com que a produção dos materiais FRP possa ser personalizada ao tipo de utilização que se pretende dar, havendo liberdade para escolher a solução que melhor se adapta em termos de comportamento estrutural. Independentemente disto, na Engenharia Civil o compósito mais utilizado é o GFRP. Tal deve-se ao facto de ser um material com custos iniciais reduzidos, quando comparado com outros materiais FRP. Por outro lado, apresenta um desempenho insatisfatório à acção do fogo, exhibe um comportamento frágil (como os restantes FRP) e tem um módulo de elasticidade reduzido [2].

### 2.2.2 Processos de fabrico

Existem dois métodos principais de fabrico de materiais compósitos FRP: (i) pultrusão; e (ii) moldagem manual (denominado *hand layup* ou *wet layup* na literatura inglesa) [2]. O primeiro método consiste num processo industrializado, permitindo o fabrico de varões, laminados e perfis estruturais, com secção de parede fina aberta ou fechada (típicos da construção metálica) e multicelular (com geometrias mais adaptadas à natureza dos materiais FRP) – Figura 1 (a). O segundo método é geralmente utilizado no reforço de estruturas, através da aplicação de fibras impregnadas com resinas, em sucessivas camadas, adquirindo a forma do elemento ou do molde onde é aplicado [1].

O processo de pultrusão foi desenvolvido nos Estados Unidos da América nos anos 50 do século passado, tendo sofrido ligeiras melhorias ao longo do tempo. Este sistema de produção em série permite o fabrico de peças de secção transversal constante, cujo comprimento é condicionado apenas por questões de

transporte para o local de implementação, surgindo a necessidade de promover o estudo das ligações entre perfis pultrudidos de GFRP [1].

Como se mostra na Figura 1 (b), numa primeira fase, as fibras longitudinais (*rovings*) e as mantas (*fabrics* e *mats*) são orientadas por um sistema de guias, que as desenrola e as coloca na posição pretendida, definindo a arquitectura planeada. Tradicionalmente, as fibras são impregnadas na resina num banho aberto e, depois, colocadas no molde metálico. Imediatamente antes desta fase, podem acrescentar-se os véus de noiva (*surface veils*), que conferem uma protecção adicional a agentes de degradação ambiental [1]. Nos equipamentos modernos, as fibras entram numa câmara de injeção, onde são impregnadas na matriz polimérica, sob pressão. Em seguida, à medida que o compósito passa no molde aquecido e adquire a forma final, é puxado pelo sistema de tracção a velocidade constante, chegando à última estação do processo - o corte. Esta tarefa é desempenhada por uma serra móvel automática.

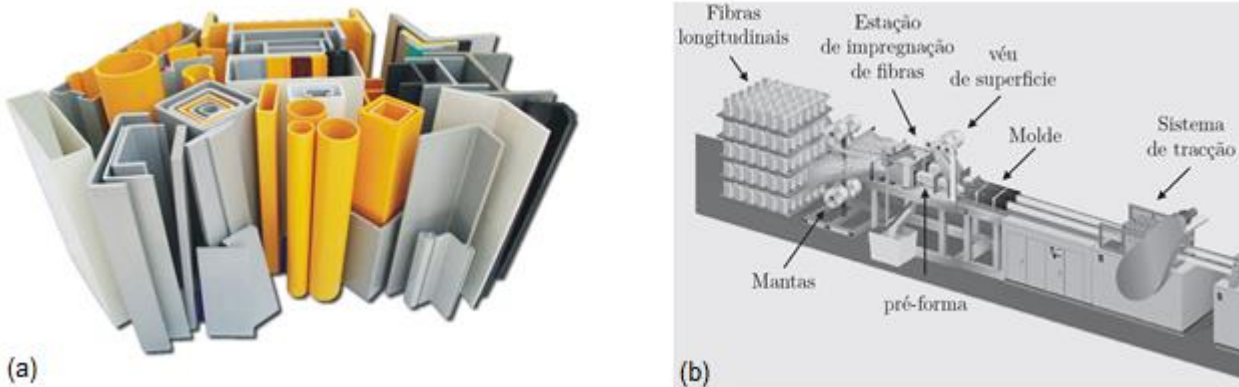


Figura 1 - (a) Secções típicas de perfis pultrudidos [5]; (b) processo de fabrico por pultrusão [2].

O facto de existir uma quantidade de fibras superior na direcção longitudinal, comparativamente com a direcção transversal, faz com que os perfis de GFRP apresentem um comportamento ortotrópico. Isto traduz-se em melhores propriedades mecânicas na direcção de pultrusão.

### 2.2.3 Propriedades de perfis pultrudidos de GFRP

Conforme já foi referido, a diferente arquitectura de fibras nas diferentes direcções faz com que o material exiba um comportamento ortotrópico. Também o tipo de fibras e de matriz polimérica influenciam as propriedades do material, assim como a interacção fibras-matriz. Apesar de ter havido uma tentativa de normalização dos materiais compósitos com a definição de duas classes de propriedades mecânicas [6-8], verificou-se que essas classes são redutoras para a gama de materiais disponíveis no mercado. Desta forma, os valores das propriedades dos perfis são variáveis de produtor para produtor, não sendo agrupados em classes, como nos materiais tradicionais [9]. Na Tabela 3 resumem-se as propriedades mecânicas típicas de perfis pultrudidos de GFRP, enquanto na Tabela 4 se listam as propriedades físicas e térmicas características destes materiais.

### 2.2.4 Aplicação de perfis pultrudidos de GFRP em engenharia civil

As primeiras utilizações na indústria da construção de materiais compósitos FRP datam dos anos de 1950. Naquela época, a sua utilização foi considerada financeiramente pouco viável e levantou dificuldades a



arquitectos e engenheiros. Essas dificuldades foram justificadas principalmente pela falta de informação técnica, levando ao abandono destes projectos pioneiros, registando-se um intervalo temporal com muito poucas aplicações até aos anos 1990. Mais recentemente, com o desenvolvimento de processos de fabrico, o uso de materiais compósitos em soluções estruturais voltou a ser considerado principalmente, mas não só, através de projectos piloto suportados por laboratórios de investigação [2].

Tabela 3 - Propriedades mecânicas de perfis pultrudidos de GFRP, adaptado de [9].

Propriedade	Direcção	
	Longitudinal	Transversal
Resistência à tracção (MPa)	200-400	50-80
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	
Coefficiente de Poisson (-)	0,23-0,35	0,09-0,15

Tabela 4 - Propriedades físicas e térmicas de perfis pultrudidos de GFRP, adaptado de [9].

Propriedade	Direcção	
	Longitudinal	Transversal
Percentagem de fibras, em peso (%)	50-70	
Densidade (kN/m <sup>3</sup> )	15-20	
Coefficiente de expansão térmica (10 <sup>-6</sup> /K)	8-14	16-22
Condutividade térmica (W/(mK))	0,20-0,58	

É em 1992, no Reino Unido, que é construída a ponte Aberfeldy, a primeira ponte de tirantes pedonal completamente constituída por materiais compósitos. O tabuleiro e as torres são constituídos por perfis multicelulares de GFRP, enquanto os tirantes são constituídos por cabos com fibras de aramida. Também as vigas perpendiculares ao tabuleiro e os corrimãos são feitos de GFRP. Dois anos mais tarde, em 1994, também no Reino Unido, é construída a ponte basculante Bond's Mill, a primeira ponte rodoviária utilizando perfis multicelulares no tabuleiro. A leveza do tabuleiro permitiu consideráveis poupanças no sistema mecânico de elevação. Ainda no âmbito das pontes, um dos mais explorados, destaca-se a ponte Pontresina (Figura 2), na Suíça, construída em 1997. Neste caso, a morfologia do terreno e as condições climáticas verificadas ao longo do ano, fez com que se adoptasse uma solução que permitisse a remoção do tabuleiro, por helicóptero, no final do Inverno e a sua colocação no Outono. Esta ponte é constituída por duas vigas treliçadas, compostas por elementos pultrudidos em GFRP, em que um dos vãos é colado e o outro é aparafusado. Foi também na Suíça que, em 1999, se construiu o edifício mais alto em GFRP (5 pisos) até à data, tornando-se numa referência no que toca a edifícios construídos em materiais compósitos. O edifício Eyecatcher (Figura 3) é composto por três pórticos paralelos em GFRP e foi desenvolvido para a Feira Suíça da Construção em Basileia, tendo sido desmontado e reconstruído noutra local da cidade no final da feira.



Figura 2 - Ponte Pontresina [10].



Figura 3 - Edifício Eyecatcher [11].

Em Portugal, ainda não é comum a utilização de perfis pultrudidos de GFRP em estruturas principais, sendo mais comum a sua utilização em estruturas secundárias ou até em aplicações não estruturais. São exemplos disso o Oceanário de Lisboa e a ETAR da Quinta do Conde, sendo a reduzida necessidade de manutenção e a resistência a ambientes agressivos os principais argumentos a favor da sua utilização. Em estruturas principais, destacam-se duas pontes pedonais, uma em Viseu e outra em Ovar. A primeira, localizada no Parque de S. Mateus, foi construída em 2013, sendo o tabuleiro constituído por 19 perfis multicelulares de GFRP (Figura 4) apoiados em longarinas de aço. A ponte de São Silvestre (Figura 5) em Ovar, foi construída em 2015 e conta com perfis de GFRP, em I, a suportar uma lâmina de 4 cm de betão reforçado com fibras de aço. Também em 2015 desenvolveu-se o projecto *ClickHouse*, que consiste num conjunto de construções modulares para habitação temporária ou em situação de emergência (Figura 6), com a estrutura porticada composta por perfis pultrudidos de GFRP e ligações aparafusadas. As paredes, piso e cobertura (e tecto) são constituídos por painéis sanduíche em GFRP, integrando a componente eléctrica, de abastecimento de água e de esgotos [12].

## 2.3 Aço Inoxidável

### 2.3.1 Classificação e constituição

O aço inoxidável é uma liga de aço composta por mais de 10,5% de cromo e um máximo de 1,2% de carbono [13]. Diferentes requisitos podem justificar a utilização de aço inoxidável. Assim, a sua classificação de acordo com o seu comportamento divide-se em (i) aço de resistência à corrosão; (ii) aço de resistência a altas temperaturas; e (iii) aço de resistência à fluência. De acordo com a sua estrutura cristalina, o aço inoxidável pode ser classificado em (i) austenítico; (ii) ferrítico; (iii) martensítico; (iv) austenítico-ferrítico (*duplex*); e (v) endurecido por precipitação. Um aço de resistência à corrosão pode ter todas as estruturas cristalinas, enquanto que um aço de resistência a altas temperaturas poderá ter uma rede cristalina ferrítica, austenítica ou austenítica-ferrítica. Por fim, um aço de resistência à fluência poderá ter uma estrutura martensítica ou austenítica.

A estrutura austenítica é a mais utilizada e, de acordo com a classificação da *American Iron and Steel Institute* (AISI) engloba as séries 200 e 300. Na sua composição encontra-se um máximo de 0,15% de carbono e um mínimo de 16% de cromo [14]. Também a presença de níquel e azoto é relevante neste tipo de estrutura cristalina [13].



Figura 4 - Ponte pedonal em Viseu [15].



Figura 5 - Ponte pedonal de São Silvestre [16].



Figura 6 - Habitação modular do projecto *The ClickHouse* [12].

Para além dos elementos típicos destas ligas, a micro-estrutura ferrítica (série AISI 400) conta com a presença de titânio, alumínio, nióbio e zircónio [14]. Apesar disto, a sua composição tem uma percentagem inferior de cromo e níquel. A série AISI 400 engloba também a estrutura martensítica. Esta liga pode ter uma percentagem elevada (0,08% a 1%) ou reduzida (máximo 0,06%) de carbono. No caso das ligas com reduzida percentagem de carbono, apresentam um máximo de 0,03% de azoto e 2% a 6% de níquel [13].

A estrutura austenítica-ferrítica, também denominada *duplex*, representada pela série AISI 300, caracteriza-se por apresentar um teor em carbono bastante reduzido (inferior a 0,03%). Por outro lado, necessita de um teor em níquel (superior a 3,5%) e cromo (superior a 18%) consideráveis para garantir as características austeníticas [14]. Por fim, a estrutura endurecida por precipitação é representada pela série AISI 600, existindo poucas soluções deste tipo. Na sua composição entram elementos como o cobre, o alumínio e nióbio [14].

Por sua vez, os elementos de ligação, nomeadamente parafusos, pregos e porcas, para além da classificação de acordo com a estrutura cristalina descrita acima, são classificados de acordo com a composição química e com a resistência à tracção. A estrutura cristalina é representada por uma letra que tem um algarismo associado. Esse algarismo corresponde a uma composição química específica. Assim,

podem ser do tipo (i) A1 a A5 (estrutura austenítica); (ii) C1, C3 ou C4 (estrutura martensítica); e (iii) F1 (estrutura ferrítica). Por fim, a designação da resistência do elemento à tracção é feita através de dois ou três dígitos que correspondem a 1/10 do seu valor [17, 18].

O dimensionamento de estruturas e de ligações de aço inoxidável é contemplado no Eurocódigo 3 – Parte 1-4 [19].

### 2.3.2 Processo de fabrico

O fabrico de peças ou chapas de aço inoxidável pode ser feito através de laminação a quente ou a frio. O material pode ainda sofrer um processo de recozimento, idêntico ao do aço corrente [20, 21]. Este tratamento térmico é aplicado com a finalidade de melhorar as características físicas e mecânicas da liga. Desta forma, as diferentes estruturas cristalinas são obtidas de acordo com a temperatura aplicada.

Assim, a estrutura ferrítica é obtida para temperaturas entre os 750°C e os 950°C para evitar a formação de austenite que se dá para temperaturas entre os 1000°C e os 1200°C. Por outro lado, a formação de martensite dá-se durante o processo de arrefecimento. Ainda assim, é possível observar vestígios de ferrite numa estrutura austenítica, ou vestígios austeníticos numa estrutura martensítica. Por outro lado, uma estrutura do tipo *duplex* pode ser obtida antes da ferrítica, no intervalo entre os 600°C e os 900°C, enquanto que a estrutura endurecida por precipitação pode ser ajustada de acordo com as propriedades mecânicas desejadas [13].

Por fim, o aço inoxidável permite diferentes tipos de acabamento. Esses acabamentos podem ser polidos, padrões, coloridos ou revestimentos [20, 22].

### 2.3.3 Propriedades do aço inoxidável

Os elementos austeníticos apresentam uma particularidade face aos restantes elementos - não são magnéticos. Apesar disto, garantem ductilidade e resistência a elevadas temperaturas. Os cristais ferríticos apresentam rotura frágil abaixo de uma certa temperatura de transição. Para além disto, são difíceis de soldar devido à sensibilidade à corrosão e à fragilização da zona afectada pelo calor. Por outro lado, as estruturas martensíticas caracterizam-se por apresentarem elevada resistência, ductilidade e facilidade a soldar. Por fim, as estruturas do tipo *duplex* apresentam resistência superior às austeníticas, apresentando também elevada resistência à corrosão. Apresenta-se nas Tabelas 5 e 6 um resumo das características físicas e mecânicas do aço inoxidável.

Tabela 5 - Propriedades físicas do aço inoxidável, adaptado de [14].

Estrutura	Densidade (kg/dm <sup>3</sup> )	Coef. Exp. Térm. (10 <sup>-6</sup> /K)	Cond. Térmica (W/(mK))	Magnetismo
<b>Austenítica</b>	7,90-8,06	15,50-17,50	8,6-16,3	Não
<b>Ferrítica</b>	7,70-7,78	10,00-11,70	25-30	
<b>Martensítica</b>	7,70-7,80	9,90-11,20	15-30	
<b>Duplex</b>	7,70-7,80	12,00-13,50	13-15	
<b>Endurecimento Precipitado</b>	7,80-8,00	10,80-17,50	13-16	

Tabela 6 - Propriedades mecânicas do aço inoxidável, adaptado de [13, 14].

Estrutura	Resistência à Tracção (MPa)	Módulo de Elastacidade (GPa)	Tensão Transversal (MPa)
<b>Austenítica</b>	470-1000	190-200	190-420
<b>Ferrítica</b>	380-750	220	200-450
<b>Martensítica</b>	550-1100	200-216	205-800
<b>Duplex</b>	630-1050	200	400-530
<b>Endurecimento Precipitado</b>	850-1300	200-203	380-1310

### 2.3.4 Aplicações

A aplicabilidade do aço inoxidável é elevada devido à combinação das suas características mecânicas e físicas com a sua inércia química e a facilidade de limpeza. Assim, é frequente aplicar este material em obras arquitectónicas como monumentos ou pontes, devido à sua resistência a ambientes agressivos. Um exemplo disso é o monumento belga *Atomium*, representado na Figura 7. Também as ligações, exemplificadas na Figura 8 podem ser de aço inoxidável, com o objectivo de não se tornarem numa fraqueza do sistema estrutural. É ainda possível tirar partido do facto de o aço inoxidável não reagir com qualquer substância para ser utilizado em situações sensíveis a este nível, como é o caso de utilizações industriais ou médicas.



Figura 7 - Monumento *Atomium* em Bruxelas [23].



Figura 8 - Exemplo de uma ligação [23].

## 2.4 Ligações entre perfis pultrudidos de GFRP

As ligações mais comumente utilizadas entre perfis de GFRP podem ser dos seguintes tipos: (i) aparafusadas; (ii) coladas, e (iii) aparafusadas e coladas (híbridas). Das três hipóteses, as ligações coladas beneficiam da sua maior facilidade em adaptar-se ao comportamento frágil do GFRP, permitindo uma distribuição de tensões mais uniforme e reduzindo as concentrações de tensões. Comparativamente às ligações aparafusadas, as ligações coladas apresentam maior eficiência (relação entre a sua resistência e a dos componentes a ligar) e rigidez, factor que pode ser condicionante no dimensionamento de estruturas de GFRP. Por outro lado, a durabilidade das colas a longo prazo é ainda incerta e o desempenho em situação de incêndio também é questionável, constituindo claras desvantagens potenciais deste tipo de ligação. As ligações aparafusadas resultam de uma transferência de tecnologia das ligações metálicas, levando, por vezes, a situações de sobredimensionamento dos perfis, uma vez que os materiais têm comportamentos bastante distintos. É, ainda, possível concretizar uma ligação colada e aparafusada,



embora tal não melhore significativamente a resistência conferida apenas pela ligação colada; o interesse deste tipo de ligações é a redundância, sendo a rigidez assegurada pelo adesivo, que absorve maior percentagem de força em serviço, funcionando os parafusos como reserva de segurança [2]. Naturalmente, uma solução híbrida conduz a ligações mais onerosas.

## 2.4.1 Tipos de ligações

### 2.4.1.1 Ligações no plano

As ligações no plano, estudadas em ensaios de sobreposição simples (*single lap*) e de sobreposição dupla (*double lap*), têm como objectivo estudar os modos de rotura da ligação e o seu comportamento pré-rotura, através da determinação da rigidez da ligação.

Foram vários os autores a estudar este tipo de ligações (e.g. [24–27]), com sistemas compostos por apenas um parafuso, tendo concluído que o modo de rotura depende das características geométricas da ligação (como a distância do parafuso aos bordos) e das características geométricas dos elementos (razão entre a espessura do provete e o diâmetro do furo). Assim, observam-se cinco modos de rotura principais (Figura 9): (i) por tracção; (ii) por *shear-out*, (iii) por separação; (iv) por destacamento; e (iv) por esmagamento.

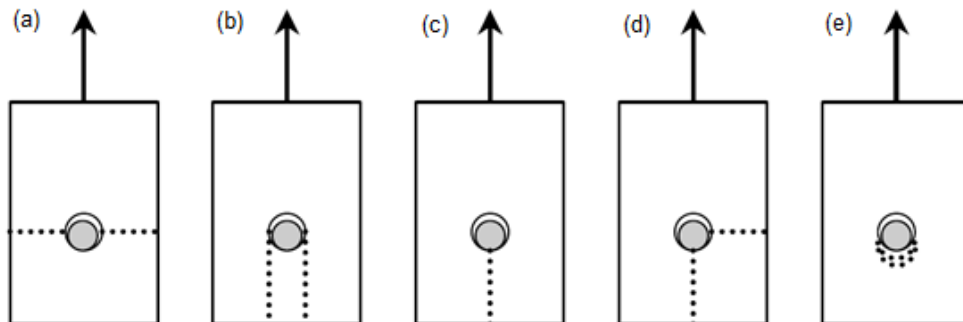


Figura 9 - Principais modos de rotura observados nos ensaios de sobreposição, adaptado de Bank [1]. (a) por tracção; (b) por *shear-out*; (c) por separação; (d) por destacamento; (e) por esmagamento.

O primeiro modo de rotura, denominado *net-tension* na literatura inglesa, caracteriza-se por ser um modo de rotura por tracção na zona do parafuso, em toda a secção do provete, ocorrendo em provetes com largura reduzida.

Quando a distância do parafuso ao limite do provete é reduzida, o modo de rotura observado é por *shear-out*, podendo, eventualmente, ser observado após a rotura por esmagamento. Este método manifesta-se pela formação de duas superfícies de corte, com destacamento do material GFRP e arrancamento do parafuso.

O modo de rotura por separação (*splitting*) é um caso particular do modo de rotura por destacamento (*cleavage*). Este modo de rotura é um modo misto entre a tracção e o *shear-out*, ou seja, por tracção longitudinal e transversal, ocorrendo quando a distância do parafuso à extremidade do provete é reduzida ou em provetes com resistência transversal reduzida.

Por fim, o modo de rotura por esmagamento (*bearing*), consiste num alongamento do furo no sentido da solicitação, com esmagamento e delaminação do material. Este tipo de rotura verifica-se em provetes onde a distância entre o centro do parafuso e os bordos é elevada.

De entre vários estudos dedicados ao modo de rotura por esmagamento, destacam-se os realizados por Xiao e Ishikawa [28, 29] e por Ascione *et al.* [30]. Xiao e Ishikawa [28, 29] afirmam que este é o modo de rotura que poderá garantir alguma ductilidade à ligação, enquanto que Ascione *et al.* [30] estudaram a relação entre a inclinação das fibras e a direcção da solicitação, concluindo que este é um factor com larga influência na resistência. De facto, para ângulos até 10° a perda de força é linear e acentuada, chegando a uma redução de 15%. Entre os 10° e os 90° os autores verificaram que a perda de resistência se atenua, tendendo para uma redução de 30%.

Foram também realizadas campanhas de ensaios em ligações no plano com mais do que um parafuso e com mais do que uma linha (ou coluna) de parafusos (e.g. [25, 31-33]), com o objectivo de compreender a distribuição da força pelos vários parafusos, uma vez que o material GFRP não exhibe comportamento plástico. Com a realização de vários ensaios, os autores desses estudos concluíram que a rotura em ligações com múltiplos parafusos se dá por tracção ou por destacamento. São vários os documentos (e.g. [34-36]) que apresentam uma distribuição de forças, não aconselhando mais do que quatro linhas de parafusos. Ainda assim, o *Eurocomp Design Code and Handbook* [34] sugere um mínimo de dois e um máximo de quatro parafusos por linha.

Os estudos desenvolvidos em ligações no plano permitiram a criação de regras geométricas de pré-dimensionamento, como as apresentadas por Bank [1], pelo *Guide for the design and construction of structures made of FRP pultruded elements* [35] e pelo *Prospect for new guidance in the design of FRP* [36], que permitem uma primeira análise aos modos de rotura expectáveis, quer para ligações com um parafuso, quer para ligações com múltiplos parafusos. Estes conjuntos de regras não têm, ainda, qualquer valor normativo reconhecido internacionalmente.

No âmbito das ligações híbridas, Franco e Zuccarello [37] desenvolveram ensaios em ligações por sobreposição dupla aparafusadas (apenas com um parafuso), coladas (com um comprimento de colagem de 25 mm) e híbridas (com um parafuso e 25 mm de comprimento de colagem). Os resultados desses ensaios são ilustrados na Figura 10. Da sua análise, é possível observar que a carga de rotura da ligação híbrida é cerca de 60% superior à da ligação colada, enquanto a da ligação aparafusada é inferior às outras duas. Por outro lado, a rigidez da ligação híbrida é cerca de 35% superior à da ligação colada. Com estas diferenças, os autores concluíram que mesmo para deslocamentos reduzidos existe uma parte da carga resistida pelo parafuso. Na curva correspondente à ligação híbrida, após a rotura frágil do adesivo (caracterizada pela queda abrupta da força), segue-se um aumento até 75% da carga de rotura da ligação aparafusada. Este aumento de carga é assegurado, precisamente, pelo parafuso. Em seguida, verifica-se a redução gradual da força até à rotura. É de salientar que, neste estudo, a carga de rotura da ligação híbrida é aproximadamente igual à soma das cargas de rotura das ligações aparafusada e colada.

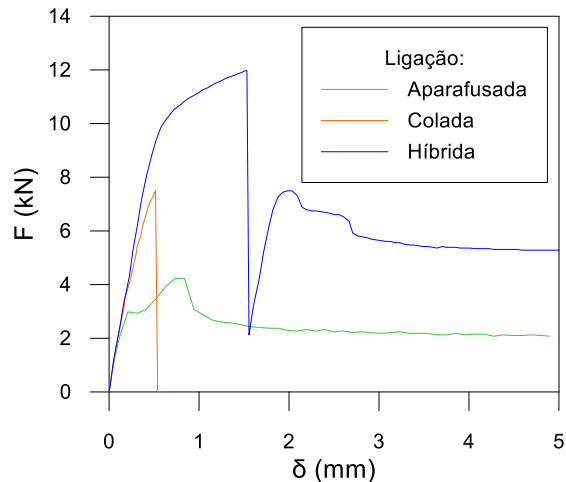


Figura 10 - Gráfico força – deslocamento das ligações ensaiadas por Franco e Zuccarello [37].

#### 2.4.1.2 Ligações viga-coluna

Desde cedo se percebeu que uma forma expedita de materializar ligações viga-coluna seria através de cantoneiras, colocadas na alma da viga (*web-cleated*) ou nos banzos da viga (*flange-cleated*), podendo essas peças ser de material compósito ou de aço. A primeira campanha experimental neste âmbito foi desenvolvida por Bank *et al.* [38]. Os autores ensaiaram cinco tipologias de ligação, ilustradas na Figura 11. Na primeira, denominada W (Figura 11 (a)), a ligação foi feita pela alma da viga, enquanto que na tipologia WS (Figura 11 (b)) a ligação foi feita pela alma e pelo banzo inferior da viga. Por sua vez, a tipologia TS (Figura 11 (c)) foi realizada ligando a viga à coluna pelos dois banzos da viga, ao passo que a tipologia TSW (Figura 11 (d)) foi materializada ligando a alma e os dois banzos da viga à coluna. Por último, a tipologia TSW reforçada (Figura 11 (e)) diferencia-se da tipologia TSW por ter um reforço com cantoneiras na ligação banzo-alma da coluna. Nestes ensaios, todas as componentes da ligação eram em GFRP. Depois de se obterem os valores da rigidez da ligação, os autores concluíram que a tipologia W se podia considerar uma ligação rotulada, enquanto que as outras tipologias podiam ser consideradas semi-rígidas. Porém, na tipologia TSW a rotura ocorreu pela ligação banzo-alma da coluna, motivo pelo qual foi criada a tipologia TSW reforçada. Na Figura 11 (f) ilustra-se o gráfico momento-rotação ( $M-\theta$ ) das cinco tipologias de ligação, corroborando as observações feitas durante os ensaios, com a tipologia W a ser a menos rígida, e a tipologia TSW reforçada a destacar-se das outras em termos de rigidez, capacidade de carga e ductilidade. Mais tarde, Bank [39] atribuiu uma pseudo-ductilidade não-linear à estrutura quando se dá o modo de rotura da tipologia TSW, uma vez que a separação do banzo e da alma da coluna, associado a fenómenos de instabilidade local no banzo, permitem dissipar energia.

Mais tarde, Bank *et al.* [40] continuaram o estudo iniciado em 1990, com ênfase na tipologia TSW. Os autores analisaram, mais uma vez, as tipologias (i) TSW e (ii) TSW reforçada e ainda duas outras possibilidades de reforço da ligação (Figura 12). De acordo com a publicação, a tipologia do tipo (iii) é idêntica à tipologia TSW reforçada, substituindo a cantoneira do banzo superior da viga por peças de reforço aparafusadas entre si (Figura 12 (a)). Por sua vez, a tipologia (iv) consiste numa ligação com peças reforçadas nos banzos da viga, com os reforços colados, e os parafusos envolvidos em peças tubulares,



unindo os banzos da coluna e da viga, mobilizando a totalidade da secção para um melhor desempenho (Figura 12 (b)). A tipologia do tipo (iii) rompeu por tracção da cantoneira reforçada, no sentido transversal, apresentando alguma ductilidade e resistência. Na tipologia do tipo (iv) observou-se uma rotura frágil na cola da cantoneira reforçada superior, não sendo possível tirar conclusões acerca da ductilidade, uma vez que no GFRP não ocorreu rotura. A Figura 12 (c) ilustra o comportamento das ligações, sendo visível a ductilidade da ligação do tipo (iii).

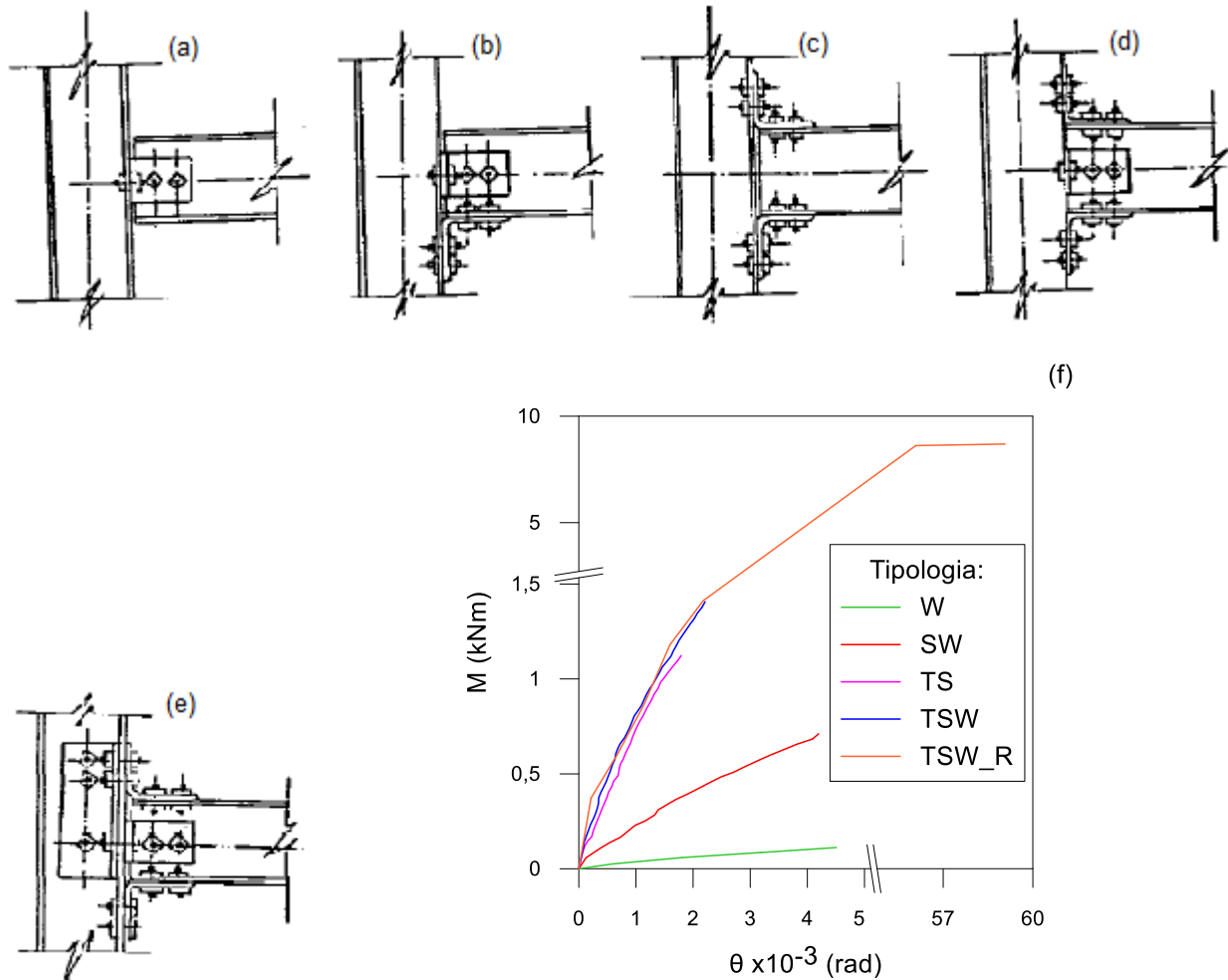


Figura 11 - Ligações testadas por Bank *et al.* [38]. (a) tipologia W; (b) tipologia WS; (c) tipologia TS; (d) tipologia TSW; (e) tipologia TWS reforçada (TSW\_R); (f) gráfico  $M-\theta$  das cinco tipologias ensaiadas.

O facto de ainda não existir uma solução óptima, levou Mosallam *et al.* [41] a desenvolverem o conceito de um conector universal UC (do inglês *universal connector*), em GFRP, considerando a orientação das fibras e capaz de ser produzido e utilizado em larga escala. O UC consiste no reforço de cantoneiras, que são aplicadas nos banzos da viga (Figura 13). No seu trabalho, os autores ensaiaram três tipologias. A primeira, do tipo V, consiste numa tipologia com cantoneiras na alma e no banzo inferior da viga, ambas aparafusadas. O seu modo de rotura foi, presumivelmente, por delaminação da cantoneira. A segunda, do tipo VI, trata-se de uma tipologia com o UC aparafusado nos dois banzos da viga e o seu modo de rotura foi provocado pelo punção das porcas quadradas de GFRP na coluna. Por fim, a tipologia VII apenas

difere da tipologia VI por ser colada e aparafusada. O modo de rotura consistiu no descolamento entre o banzo da coluna e a cantoneira, numa primeira fase. Em seguida, deu-se rotura dos parafusos da coluna, na cantoneira superior. Os resultados demonstram o sucesso daqueles conectores (Figura 14), tendo ocorrido um claro aumento de rigidez, resistência e ductilidade na tipologia VII.

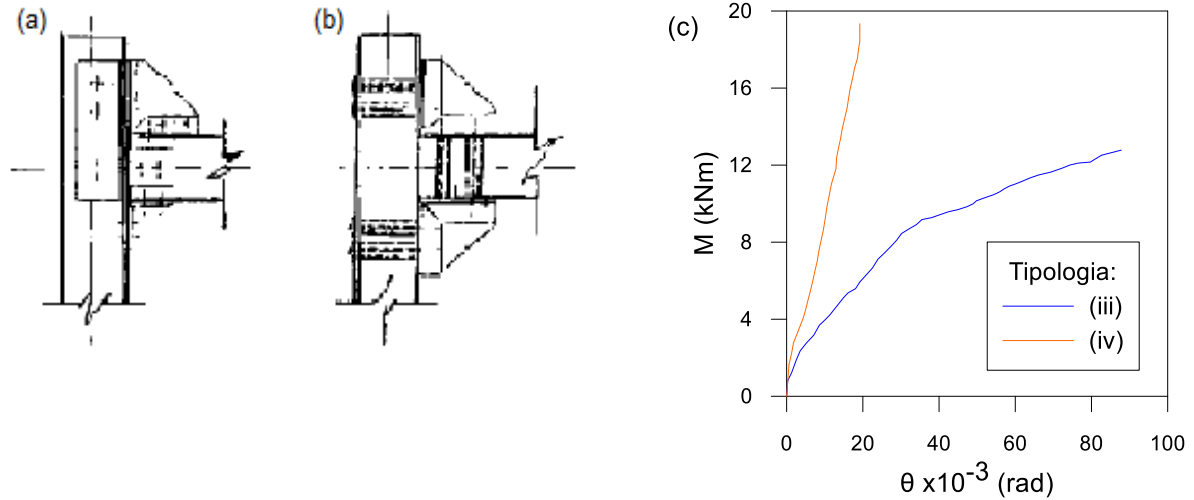


Figura 12 - Ligações testadas por Bank *et al.* [40]. (a) tipologia (iii); (b) tipologia (iv); (c) gráfico  $M-\theta$  das tipologias (iii) e (iv).

Considerando as ligações viga-coluna em perfis pultrudidos um ponto fraco, Bank *et al.* [42] desenvolveram um estudo com três conectores diferentes, destacando-se o sistema ilustrado na Figura 15 por ser o que apresentou o melhor desempenho, tendo em conta o modo de rotura e a facilidade de fabrico. De facto, Smith *et al.* [43] compararam os resultados de Bank *et al.* [42] com os de Mosallam [41] e concluíram que a solução de reforço ilustrada na Figura 15 apresentou a melhor combinação entre resistência, rigidez, modos de rotura e facilidade de construção.

Mais recentemente, Qureshi e Mottram [44-47] desenvolveram uma série de estudos, com duas vigas ligadas a uma coluna central, tendo testado cantoneiras de GFRP e de aço, colocadas na alma da viga (*web-cleated*). Os autores concluíram que as cantoneiras de aço tornam a ligação mais rígida (cerca de duas vezes), conforme se pode observar no exemplo ilustrado na Figura 16. Apesar de os valores dos momentos resistentes da ligação ainda serem inferiores aos dos perfis, observou-se a alteração do modo de rotura face ao previsto em manuais de fabricantes de perfis pultrudidos. Em ensaios com cantoneiras de GFRP a rotura deu-se por delaminação da própria cantoneira, enquanto que em ensaios com cantoneiras de aço a rotura se deu pela ligação banzo-alma da coluna. Foi precisamente o facto de a cantoneira de GFRP romper por delaminação que motivou os autores a testarem ligações com cantoneiras de aço. Os resultados mostram que as peças de ligação em aço são atractivas. Para além disto, concluíram que estas ligações com cantoneiras de GFRP apresentam danos em serviço, aspecto que não se considera aceitável. Turvey e Zhang [48] estudaram o modo de rotura por tracção transversal na ligação banzo-alma da coluna, tendo concluído que a resistência à tracção transversal na zona corrente da alma e dos banzos é 2 a 4,5 vezes superior à da zona da ligação banzo-alma. Para além disto, concluíram que este modo de

rotura se inicia com a delaminação das mantas na zona central da ligação banzo-alma, propagando-se para o exterior.

Até ao final da década de 1990 apenas tinham sido ensaiados perfis com secção transversal em I, por ser mais simples a sua produção e a ligação ser mais fácil, comparativamente com secções de parede fechada. Smith *et al.* [43] desenvolveram um estudo comparativo entre estes dois tipos de secções transversais, concluindo que a resistência de secções de parede fechada é 280% superior a secções em I. Por outro lado, a rigidez da ligação com perfis de parede fechada é 25% superior à rigidez da ligação com perfis de secção em I. Fica, então, claro, que a utilização de secções de parede fechada traz vantagens e os autores acreditam que tal se deve ao facto de a ligação ser feita por chapas laterais em vez de cantoneiras. Smith *et al.* [49] sugeriram a utilização de um capacete (*cuff*) em GFRP e apenas aplicável a perfis pultrudidos. Segundo os autores, este capacete seria, até à altura, a melhor solução para efectuar a ligação entre perfis pultrudidos de GFRP, promovendo o monolitismo da ligação.

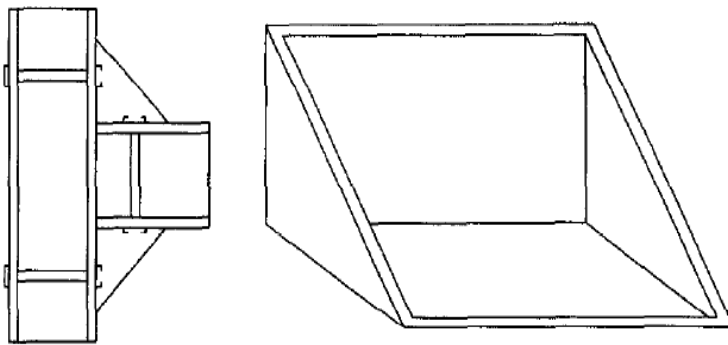


Figura 13 - Conector universal UC desenvolvido por Mosallam *et al.* [41], adaptado de [43].

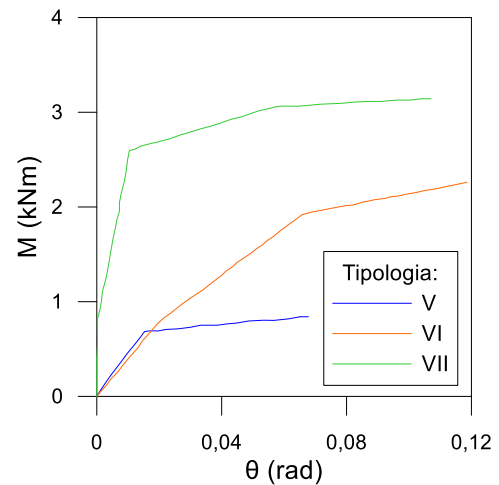


Figura 14 - Gráfico M- $\theta$  das tipologias V, VI e VII, adaptado de [41].

Singamsethi *et al.* [50] desenvolveram um outro capacete, produzido em GFRP e colado, aplicável a estruturas de GFRP ou de aço, testado por Carrion *et al.* [51, 52]. Os autores realizaram ensaios monotónicos e cíclicos, para três espessuras. No ensaio com o capacete de maior espessura observou-se rotura frágil pela cola, denotando pouca vantagem face ao capacete com espessura intermédia.

Com o objectivo de desenvolver uma ligação com resistência e rigidez reforçadas e rotura dúctil, Wu *et al.* [53] inspiraram-se na configuração do capacete para criar uma ligação denominada *sleeve*, composta por um perfil tubular soldado a uma chapa. Para estudar a influência do esforço transversal e do momento flector, a carga foi aplicada a duas distâncias distintas da face da coluna. Foi ensaiada uma ligação com cantoneiras nos banzos da viga para que pudesse ser feita uma comparação de resultados e as ligações do tipo *sleeve* foram realizadas através de parafusos, varões roscados ou colagem. Os valores da rigidez e resistência no tipo colado foram, respectivamente, 342% e 60% superiores aos valores registados para a ligação do tipo *flange-cleat*. No entanto, é de salientar que foi utilizada uma coluna

metálica com secção transversal em I, não se observando o modo de rotura pela ligação banzo-alma da coluna, expectável caso se tratasse de um elemento de GFRP.

O dimensionamento de estruturas de GFRP é frequentemente condicionado pelas deformações, podendo a rigidez das ligações viga-coluna contribuir para a sua redução. Desta forma, qualquer ligação pode ser classificada, de acordo com a sua rigidez, em (i) articulada, (ii) rígida ou (iii) semi-rígida [54]. Martins *et al.* [55] estudaram a influência da rigidez de ligações no dimensionamento de estruturas de materiais compósitos. Para tal, recorreram a quatro tipologias de ligação com peças metálicas no interior de perfis tubulares: (i) W1; (ii) F2; (iii) F4; e (iv) F2S. A primeira tipologia consiste numa ligação com um parafuso na alma da viga, enquanto que na tipologia F2 a ligação é efectuada com dois parafusos em cada banzo da viga. Por outro lado, a tipologia F4 é materializada com quatro parafusos por banzo da viga e, por fim, a tipologia F2S difere da tipologia F2 na distância ao bordo da peça metálica de ligação. Ao comparar a rigidez das tipologias analisadas com os limites definidos no Eurocódigo 3 [54], os autores concluíram que as ligações testadas podem ser classificadas como semi-rígidas. Para além disto, foi feita uma análise à deformação de uma viga, recorrendo à teoria de Timoshenko e tendo em conta a rigidez das ligações determinada nos ensaios. A comparação destes resultados com os de uma viga com ligações articuladas mostrou uma redução da deformação entre 15% (tipologia W1) e 26% (tipologia F4). Desta forma, os autores afirmam que, caso seja possível, a concepção de uma ligação semi-rígida traz vantagens ao nível do dimensionamento. De acordo com Mottram e Zheng [56], as ligações articuladas são pouco eficientes, na medida em que conduzem a flechas e esforços mais elevados do que as semi-rígidas. Neste contexto, a sua adopção permite cargas actuantes mais elevadas.

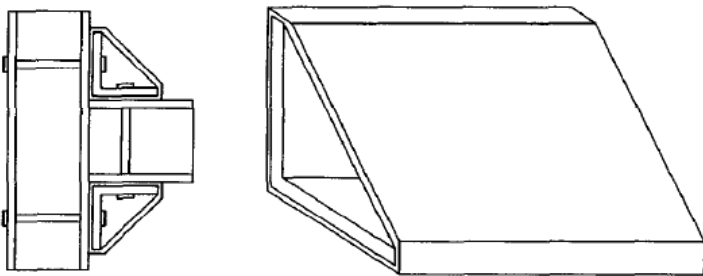


Figura 15 - Conector desenvolvido por Bank *et al.* [42], adaptado de [43].

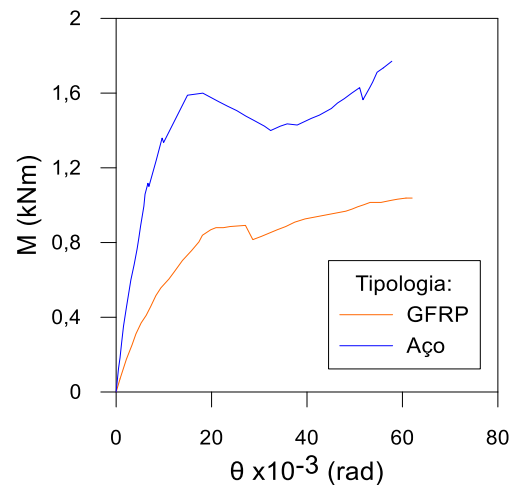


Figura 16 - Momento-rotação, adaptado de [46].

## 2.4.2 Modelação numérica de ligações

A modelação numérica de ligações viga-coluna é bastante complexa devido às características ortotrópicas e à rotura frágil do GFRP, sendo que a sua rotura é modelada maioritariamente através de modelos de propagação de dano. Neste contexto, utilizam-se inicialmente critérios de iniciação de dano no material GFRP, destacando-se os seguintes: (i) Tsai-Wu; (ii) Tsai-Hill; e (iii) Hashin [57]. Já os modelos de

propagação de dano, podem ser modelos de degradação constante ou modelos de degradação contínua. De acordo com os primeiros, uma fibra onde se tenha verificado a rotura perde a capacidade de resistência a cargas para um valor residual (não necessariamente nulo). Por outro lado, os modelos de degradação contínua têm em conta uma redução gradual da resistência após a rotura [58]. Actualmente, o único critério de iniciação de dano que permite utilizar modelos de propagação de dano no programa comercial Abaqus (utilizado no âmbito deste trabalho) é o de Hashin. As expressões (2.1) a (2.4) definem o critério de Hashin, que é atingido quando um dos índices atinge 1. Os índices  $I_{f,T}$ ,  $I_{f,C}$ ,  $I_{m,T}$  e  $I_{m,C}$  representam, respectivamente, os índices da fibra ( $f$ ) e da matriz ( $m$ ), à tracção ( $T$ ) e à compressão ( $C$ ), onde: (i)  $f_{1,T}$ ,  $f_{1,C}$ ,  $f_{2,T}$  e  $f_{2,C}$  são as resistências longitudinal (1) e transversal (2), à tracção e à compressão; (ii)  $f_{1,S}$  e  $f_{2,S}$  são a resistência ao corte ( $S$ ), na direcção longitudinal e transversal, respectivamente; e (iii)  $\sigma_i$  é a tensão normal no elemento e  $\tau_{ij}$  é a tensão tangencial no elemento.

$$I_{f,T} = \frac{\sigma_1}{f_{1,T}} \quad (2.1)$$

$$I_{f,C} = \frac{\sigma_1}{f_{1,C}} \quad (2.2)$$

$$I_{m,T} = \left[ \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{f_{2,T}^2} + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{f_{2,S}^2} + \frac{\tau_{31}^2 \tau_{12}^2}{f_{1,S}^2} \right]^{1/2} \quad (2.3)$$

$$I_{m,C} = \left[ \left( \left( \frac{f_{2,C}}{2f_{2,S}} \right)^2 - 1 \right) \frac{\sigma_2 + \sigma_3}{f_{2,C}} + \frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{4f_{2,S}^2} + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2\sigma_3}{f_{2,S}^2} + \frac{\tau_{31}^2 \tau_{12}^2}{f_{1,S}^2} \right]^{1/2} \quad (2.4)$$

Diversos autores (e.g. [59-61]) desenvolveram estudos baseados no critério de iniciação de dano de Hashin e no modelo de degradação contínua. A segunda e a terceira publicação referenciadas incluem, também, uma comparação com estudos experimentais. Os autores concluem que o modelo de degradação contínua exibe uma boa correlação com os dados experimentais, com os modelos de degradação constante a serem demasiado conservativos [61]. Os modelos de degradação contínua são baseados na teoria da energia de fractura, através de quatro parâmetros:  $G_{f,C}$ ,  $G_{f,T}$ ,  $G_{m,C}$  e  $G_{m,T}$ , que correspondem às energias de fractura das fibras ( $f$ ) e da matriz ( $m$ ), à compressão ( $C$ ) e à tracção ( $T$ ). A definição de valores para estes parâmetros através de procedimentos experimentais é um processo complexo, constituindo uma dificuldade na modelação numérica de ligações, uma vez que os valores disponíveis na literatura são escassos e não são consensuais entre a comunidade científica.

Tal como para os estudos experimentais, também os estudos numéricos foram inicialmente desenvolvidos em ligações por sobreposição dupla e simples e, posteriormente, em ligações viga-coluna. Hassan *et al.* [62] desenvolveram modelos de ligações por sobreposição, com um ou vários parafusos. Nestes estudos foi utilizado o critério de rotura de Tsai-Wu, considerando elementos do tipo *shell* de 8 nós para modelar as placas de GFRP e os parafusos de alta resistência. Existindo uma folga entre o parafuso e o furo, esta foi modelada através de elementos *gap* tridimensionais. A estes elementos foi associada uma mola de reduzida rigidez devido à folga inicial. O contacto foi representado através de duas superfícies, que podem manter ou perder o contacto, permitindo deslocamentos relativos. Registou-se uma boa concordância entre a rigidez e os deslocamentos determinados no modelo e os valores obtidos

experimentalmente. Para além disto, os autores observaram que existe uma concentração de tensões junto do parafuso e que a distribuição da força não é igual em todos os parafusos. É de salientar que os modelos previram correctamente não só os modos de rotura, mas também as cargas de rotura das ligações.

McCarthy e a sua equipa de investigação estudaram ligações por sobreposição, simples e dupla, com um e vários parafusos. Num dos seus modelos [63] estudaram a influência do atrito na ligação através de modelos de elementos finitos. Neste estudo, foi atribuída uma malha a cada elemento da ligação (placa de GFRP, parafuso e porca), composta por elementos isoparamétricos sólidos com 8 nós. Devido às concentrações de tensões na vizinhança do furo, a densidade da malha na chapa de GFRP foi aumentada nesta zona. O carregamento foi aplicado definindo um deslocamento numa das extremidades e impedindo todos os deslocamentos na extremidade oposta. A formulação do contacto foi feita recorrendo a *contact bodies*, definindo apenas aqueles em que pode efectivamente existir contacto. Concluiu-se que a modelação do atrito da ligação é um exercício complexo, não sendo fácil para se obter uma solução convergente e precisa. A equipa realizou, também, investigação sobre folgas em parafusos. Em McCarthy *et al.* [64, 65] o estudo foi feito em ligações por sobreposição simples com um parafuso, tendo sido considerado o critério de Hashin com progressão de dano. O contacto, a malha e o carregamento foram definidos como em [63]. Por outro lado, em McCarthy *et al.* [66] foram testadas ligações de sobreposição dupla com vários parafusos. Mais uma vez, os autores recorreram ao critério de Hashin com progressão de dano para modelar a ligação. Neste caso, as porcas foram modeladas com o diâmetro da cabeça do parafuso, reduzindo o número de elementos e as interfaces de contacto. Foi também feita uma simplificação de simetria (Figura 17), por forma a reduzir os custos computacionais. Desta série de estudos, os autores concluíram que as folgas têm influência directa na ligação para cargas reduzidas. Para além disto, a existência de folga nos furos pode levar ao aparecimento de dano prematuro quando comparado com furos sem folga.

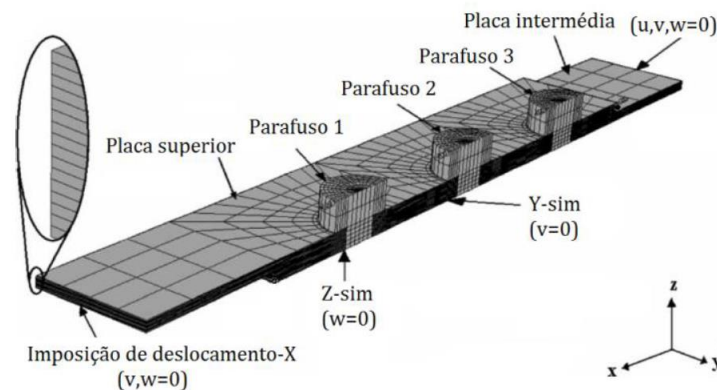


Figura 17 - Simplificações de simetria de um modelo de uma ligação com sobreposição dupla [67].

Também foram desenvolvidos estudos numéricos sobre o estudo do modo de rotura por esmagamento em ligações. Coelho e Mottram [68] estudaram o efeito de um parafuso (M12 e M20) numa placa de GFRP, observando esmagamento e delaminação (quando não há restrições laterais). Aliás, para os autores, o fenómeno da delaminação é o factor que condiciona o modo de rotura por esmagamento. Nos seus modelos, os autores consideraram o critério de rotura de Hashin e o contacto entre o parafuso e o GFRP

foi modelado através da introdução de um coeficiente de atrito. O material compósito foi modelado recorrendo a elementos do tipo *continuum shell* (SC8R), separadamente para as fibras unidireccionais e para as mantas. O parafuso foi modelado com elementos do tipo *shell* rígidos. Para além disto, foram considerados elementos tridimensionais coesivos (COH3D8) entre lâminas e nas superfícies de contacto com o parafuso. Os resultados obtidos foram comparados com os de Matharu [69]. Apesar de os valores das cargas máximas diferirem pouco (4,5% e 6% para os parafusos M12 e M20, respectivamente), verificou-se que o comportamento até à rotura diferiu nos modelos numéricos e nos resultados experimentais. Nos primeiros, o início da delaminação do provete de GFRP deu-se antes da carga de pico. Após este fenómeno, verificou-se uma perda de rigidez até à carga última. Por outro lado, nos ensaios experimentais não foi possível observar delaminação antes da carga de rotura.

Quanto aos modelos numéricos de ligações viga-coluna, Harte e McCann [70] desenvolveram modelos bidimensionais do tipo *flange-cleat* onde variaram o número de elementos de contacto do parafuso ao GFRP. Os autores concluíram que quanto mais refinado for o modelo, ou seja, quanto maior for o número de elementos de contacto, menor é a diferença entre valores experimentais e numéricos. De facto, utilizando apenas um elemento de ligação, a diferença relativa de rigidez foi 21%, enquanto que utilizando cinco elementos, essa diferença foi de apenas 6%. O facto de se tratar de uma modelação a duas dimensões impossibilitou a análise de ligações do tipo *web-cleat*.

Casalegno *et al.* [71] modelaram duas ligações (Figura 18) baseadas em Bank [38], recorrendo a três critérios de iniciação de rotura diferentes (tensão máxima, Hashin e Puck), um modelo de degradação constante e elementos tridimensionais (SOLID 187). Os autores concluíram que para a ligação do tipo TSW (Figura 11 (d)), por comparação com a ligação W (Figura 11 (b)), a rigidez aumentou cerca de 5 vezes e a força resistente 1,6 vezes. A modelação simulou correctamente os modos de rotura e previu alguma capacidade de dissipação de energia por parte da ligação. À semelhança deste estudo, Casalegno e Russo [72] recorreram aos mesmos critérios de iniciação de rotura e de propagação de dano para modelar três ligações viga-coluna. Mantendo o mesmo tipo de elementos, voltaram a estudar as ligações do tipo W e TSW e estudaram uma ligação idêntica à TSW, mas com parafusos de aço. Os autores concluíram que os modos de rotura são realistas, verificando-se rotura por delaminação da cantoneira superior nos modelos repetidos e rotura por esmagamento da cantoneira nos modelos com parafusos de aço. Do ponto de vista da dissipação de energia, consideraram a tipologia TSW como a que garante mais ductilidade, enquanto que a tipologia com parafusos de aço foi considerada a pior.

Dando continuidade ao trabalho referido em 2.4.1.2, Carrion *et al.* [51] desenvolveram modelos de elementos finitos das ligações estudadas experimentalmente no programa comercial Abaqus. Foi utilizado o critério de iniciação da rotura de Tsai-Wu e foi feita uma modelação tridimensional, não aplicando qualquer modelo de progressão de dano. Nos modelos com vigas e colunas de GFRP os valores de rigidez apresentaram uma diferença relativa de cerca de 10% face aos resultados obtidos experimentalmente. Por outro lado, em modelos com vigas e colunas em aço, a diferença relativa ultrapassou 20%. Os modos de rotura e a força resistente foram bem previstos pelo critério de rotura utilizado.



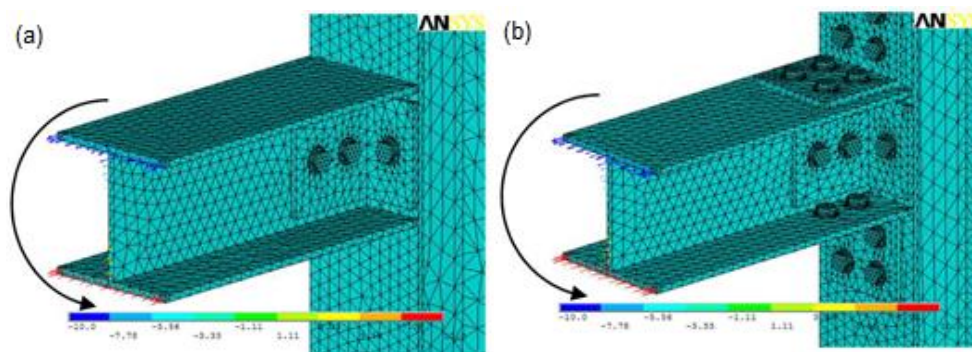


Figura 18 – Ligações modeladas por Casalegno *et al.* [71]. (a) Ligação do tipo W; (b) Ligação do tipo TSW.

Zhang *et al.* [73] desenvolveram modelos de elementos finitos da ligação do tipo *sleeve* colada (Wu *et al.* [53]), tendo considerado o critério de iniciação de dano de Tsai-Wu e sem critério de propagação. O mecanismo de rotura obtido na modelação corresponde aos resultados obtidos experimentalmente. Os autores realizaram também um estudo paramétrico no qual foram testados capacetes com diferentes geometrias, avaliando a rigidez e a resistência da ligação. De facto, aumentando a espessura da chapa em contacto com a coluna (chapa de topo) de 6 mm para 12 mm, os autores verificaram um aumento de 60% e 56% em rigidez e resistência, respectivamente.

Os vários estudos desenvolvidos até à data comprovam que a modelação numérica avançada permite descrever correctamente o comportamento de ligações. Ainda assim, o elevado número de variáveis e de modos de rotura tornam a simulação numérica complexa, por ser difícil analisar todos os aspectos envolvidos. Para além disto, os estudos anteriores mostram que é preferível realizar análises tridimensionais de ligações viga-coluna, uma vez que simulam mais fielmente o seu comportamento [27].

### 2.4.3 Avaliação de ductilidade em ligações entre materiais compósitos

Com o objectivo de comparar a ductilidade das diferentes tipologias de ligação abordadas em 2.4.1 foi feita uma avaliação deste parâmetro adaptando o método descrito por Jorissen e Fragiacomio [74] para estruturas de madeira. É de salientar que, dada a natureza não dúctil dos modos de rotura do GFRP, este parâmetro avalia a pseudo-ductilidade da ligação, tendo em conta a força residual associada à propagação de dano [55]. É ainda fundamental definir-se o ponto de cedência do material ( $u_y$ ;  $F_y$ ). Essa definição é feita com base no protocolo ECCS “*Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads*” [74], apesar de este ter sido desenvolvido para ligações metálicas. De acordo com o documento, existem várias possibilidades na definição deste ponto, ilustradas na Figura 19, sendo que se deverá considerar a hipótese representada na Figura 19 (a), já utilizada em estudos anteriormente desenvolvidos no IST [15, 55, 67].

Para além do ponto onde se dá a cedência, é definido o ponto onde a ligação apresenta 80% da força última resistente ( $u_u$ ;  $0,8F_u$ ), no ramo descendente da curva força-deslocamento. A ductilidade é, então, dada pela equação (2.5), podendo  $u$  representar deslocamentos ( $\delta$ ) ou rotações ( $\theta$ ). Nos casos em que o diagrama não apresentou perda de força, considerou-se  $u_u = u_{max}$ . Assim, listam-se na Tabela 7 os valores de  $u_u$ ,  $u_y$  e  $C_d$  das diferentes tipologias de ligação avaliadas.



$$C_d = \frac{u_u - u_y}{u_u} \quad (2.5)$$

A solução colada testada por Franco e Zuccarello [37] apresentou rotura frágil, pelo que a sua ductilidade é nula. Por outro lado, a diferença entre a ligação aparafusada e híbrida é bastante reduzida, sendo superior na ligação aparafusada. Também a rotura das tipologias W, SW e (iv) teve um carácter frágil. No entanto, verificou-se que a ductilidade da ligação TSW\_R foi consideravelmente superior às ligações do tipo TSW e (iii), sendo ligeiramente superior à da tipologia V e da tipologia com cantoneiras de GFRP testada por Qureshi e Mottram [46]. Por outro lado, a tipologia com cantoneiras de aço testada pelos mesmos autores registou valores idênticos à tipologia TSW\_R. Ainda assim, foi a tipologia VI que registou o coeficiente mais reduzido, seguida pela tipologia TS com valores ligeiramente superiores. Por fim, a tipologia VII apresentou o coeficiente de ductilidade mais elevado (mais de duas vezes o valor da tipologia VI). Em suma, a tipologia VII (híbrida) foi a que apresentou maior ductilidade, justificando a combinação de uma ligação aparafusada com um adesivo para se obter uma ligação mais dúctil. Para além disto, a ligação com cantoneiras de aço também apresentou um coeficiente de ductilidade elevado, sendo uma solução mais simples do ponto de vista construtivo do que a solução TSW\_R. Desta forma, acentua-se o interesse em explorar soluções que combinem peças metálicas auxiliares para promover a ductilidade da ligação.

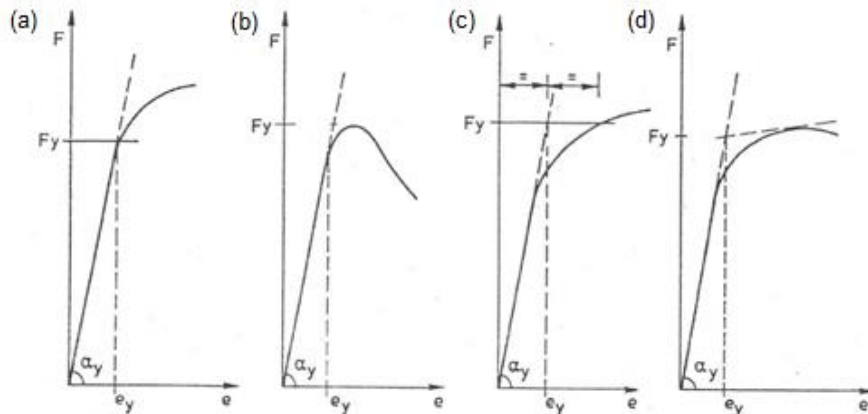


Figura 19 - Diferentes métodos de determinação do ponto de cedência, de acordo com o protocolo ECCS [75].

#### 2.4.4 Dimensionamento de ligações entre perfis de GFRP

A incerteza sobre o comportamento e os modos de rotura dos materiais compósitos atrasou o processo de desenvolvimento de normas ou regulamentos de dimensionamento de estruturas destes materiais. Assim, actualmente, o dimensionamento é geralmente feito com base em manuais de produtores de perfis pultrudidos ou com base em publicações científicas.

Numa primeira fase, com muito pouca investigação desenvolvida, existiam apenas os já referidos manuais, destacando-se os seguintes exemplos: (i) *EXTREN Design Guide* (da empresa Strongwell) [76]; (ii) *Creative Pultrusions Design Guide* [77]; e (iii) *The Fiberline Design Manual* [78]. O manual da Fiberline inclui uma secção de um capítulo dedicada a ligações aparafusadas. Nesta secção são apresentados valores de esforços resistentes, para alguns modos de rotura (solicitação do parafuso em corte ou tracção), assim como algumas recomendações geométricas para as ligações viga-coluna, apesar de ainda serem

algo incompletas. Por outro lado, os manuais da Strongwell e da Creative Pultrusions focam-se em ligações viga-coluna do tipo *web-cleated*, com as cantoneiras em GFRP. Nestes manuais são apresentados valores de carga resistente para diferentes espessuras da cantoneira e diâmetro dos parafusos. O facto de as ligações serem consideradas rotuladas e os valores recomendados pelos manuais terem um carácter empírico, faz com que os parâmetros de segurança utilizados no projecto sejam elevados, como sugerido por Bank [1].

Tabela 7 - Coeficientes de ductilidade calculados.

<b>Autores</b>	<b>Tipologia</b>	$u_u$	$u_y$	$C_d$
<b>Franco e Zuccarello [37]</b>	Aparafusada	0,84	0,21	0,750
	Colada	-	-	0,000
	Híbrida	1,60	0,48	0,700
<b>Bank et al. [38]</b>	W	-	-	0,000
	SW	-	-	0,000
	TS	1,79	0,90	0,497
	TSW	2,21	0,80	0,638
	TSW_R	35,00	4,00	0,886
<b>Bank et al. [40]</b>	(iii)	87,82	32,26	0,633
	(iv)	-	-	0,000
<b>Mosallam et al. [41]</b>	V	0,07	0,02	0,746
	VI	0,12	0,07	0,441
	VII	0,11	0,01	0,907
<b>Qureshi e Mottram [46]</b>	GFRP	62,03	15,88	0,744
	Aço	57,78	9,96	0,828

Mais recentemente, foram publicados documentos de ordem científica, como resultado de alguma investigação. São de destacar os seguintes documentos: (i) *Eurocomp Design Code and Handbook* [34]; (ii) *Guide for the design and construction of structures made of FRP pultruded elements* [35]; (iii) *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP)* [79]; e (iv) *Prospect for the new guidance in the design of FRP* [36]. No primeiro documento, editado por Clarke, assume-se que na ausência de um código, este manual estabelece regras de boa prática baseadas na informação disponível, apesar de não ter qualquer valor legal. Este documento apenas contempla ligações no plano, não fazendo qualquer referência a ligações viga-coluna. Quer o segundo documento, elaborado pelo *Consiglio Nazionale delle Ricerche* (CNR) em 2008, quer o quarto documento, escrito pelo *Joint Research Group* em 2016, distinguem ligações aparafusadas e coladas no plano, deixando de fora ligações viga-coluna. Ainda assim, para as ligações aparafusadas, distinguem ligações por corte e por tracção, apresentado cálculos empíricos para a verificação da segurança dos vários modos de rotura e indicações geométricas para a localização dos vários elementos da ligação. O documento *Prospect for the new guidance in the design of FRP* surge com o intuito de harmonizar o dimensionamento de estruturas de materiais compósitos e possibilitar a criação de um Eurocódigo. Por fim, o terceiro documento, submetido pela *American Composites Manufacturers Association* (ACMA) para apreciação

pela *American Society of Civil Engineers* (ASCE) em 2010, tem um carácter pré-normativo, focando-se em estruturas porticadas com contraventamentos simples e ligações rotuladas. Este factor reduz a eficiência da ligação face a ligações semi-rígidas, mantendo o valor dos coeficientes de segurança elevados. Neste documento não são abordadas ligações coladas.

## 2.5 Considerações finais

Os materiais compósitos FRP, em especial os perfis pultrudidos de GFRP, revelam-se bastante interessantes nas mais variadas áreas da Engenharia Civil. De facto, a combinação das propriedades mecânicas e físicas fazem deste um material com bastante mercado potencial.

As ligações entre perfis pultrudidos de GFRP são um aspecto crítico, uma vez que o comportamento da ligação tem influência directa no desempenho de toda a estrutura, podendo condicionar o seu dimensionamento. Das várias campanhas de investigação conduzidas pelos mais variados autores, conclui-se que as ligações semi-rígidas tornam os elementos estruturais mais eficientes, em detrimento de ligações rotuladas. Conclui-se, também, que a utilização de sistemas de ligação idênticos a ligações metálicas não é o procedimento correcto, pois não explora todo o potencial do material GFRP. Em termos de secções transversais, observou-se que as de parede fechada permitem melhores resultados no que concerne à resistência e rigidez da ligação, comparadas com secções em I (típicas da construção metálica). Ainda assim, verifica-se que os perfis com secções em I são bastante utilizados pela simplicidade de produção e de ligação, quando comparados com secções de parede fechada. Por este motivo, esta dissertação incide sobre ligações entre perfis com secção transversal em I.

A modelação numérica de ligações, através de programas de elementos finitos, é uma tarefa complexa. Há que ter em conta critérios de iniciação da rotura e de propagação de dano. Quanto aos critérios de propagação de dano, o de degradação constante revela-se demasiado conservativo, segundo alguns autores, pelo que um critério de degradação contínuo se adequará melhor ao real comportamento do material. Ainda assim, a definição das energias de fractura do material GFRP não é consensual entre os vários estudos efectuados até à actualidade.

Torna-se claro que ainda não existe o conhecimento suficiente sobre este tipo de materiais para que possam ser utilizados em maior escala, quer no projecto de estruturas, quer noutras aplicações da Engenharia Civil. Para que tal aconteça, é necessário continuar os trabalhos de investigação que têm vindo a ser desenvolvidos, procurando a criação de um código que colmate esta falha. Esses trabalhos de investigação deverão focar-se nas maiores lacunas do material, de entre as quais se destacam os seus modos de rotura e a fraca capacidade de dissipação de energia. Neste contexto, na presente dissertação será dado ênfase à ductilidade e rigidez das ligações, através da realização de ensaios experimentais com diferentes disposições de parafusos de aço inoxidável, recorrendo também a cantoneiras do mesmo material, caracterizado por apresentar elevada resistência à corrosão.



## 3 Campanha Experimental

### 3.1 Considerações iniciais

No presente capítulo é apresentada a campanha experimental, composta pela caracterização mecânica dos materiais, pelos ensaios de sobreposição dupla de ligações aparafusadas entre elementos de GFRP e aço inoxidável e pelos ensaios de ligações aparafusadas viga-coluna.

Os resultados dos ensaios de caracterização do material permitiram determinar as constantes elásticas, as propriedades resistentes, os modos de rotura e as leis constitutivas intrínsecas aos materiais GFRP e aço inoxidável para diferentes solicitações mecânicas. Estes dados foram utilizados na definição do modelo numérico das ligações, desenvolvido no âmbito desta dissertação (capítulo 4).

Na avaliação de ligações no plano podem ser realizados ensaios de sobreposição simples e dupla. Nesta dissertação apenas se realizaram os do segundo tipo, por minimizarem a introdução de excentricidade no carregamento.

Quanto ao estudo das ligações viga-coluna, definiram-se duas tipologias de ligação: (i) pela alma (*web-cleated*); e (ii) pelos banzos (*flange-cleated*). Foram realizados ensaios de carregamento monotónico, em que a ligação foi sujeita a flexão e a corte, sendo que se pretendeu aferir a rigidez em regime linear, o comportamento em regime não linear, a resistência última e a ductilidade da ligação.

### 3.2 Programa experimental

O programa experimental foi dividido em três fases: uma primeira, em que se realizaram ensaios de caracterização mecânica do material; uma segunda, em que foram feitos ensaios de sobreposição dupla; e uma terceira, em que se efectuaram ensaios de ligações aparafusadas viga-coluna. Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais (LERM) e no Laboratório de Construção (LC), ambos localizados no IST.

A primeira fase, caracterização mecânica do material, incluiu os seguintes tipos de ensaios em provetes de GFRP: (i) ensaios de compressão (longitudinal e transversal); (ii) ensaios de tracção (longitudinal); (iii) ensaios de flexão (longitudinal); (iv) ensaios de corte interlaminar (longitudinal e transversal); e (v) ensaios de corte no plano, pelo método do losipescu (longitudinal e transversal). As chapas de aço inoxidável foram sujeitas a ensaios de tracção.

A segunda fase consistiu na execução de ensaios de sobreposição dupla com duas chapas de aço corrente. O outro elemento destes ensaios foi um provete de GFRP ou um provete de aço inoxidável, ligados por parafusos às chapas, variando o número de parafusos e a distância do parafuso exterior ao bordo.

Por fim, na terceira fase testaram-se as ligações viga-coluna, através da realização de ensaios monotónicos para diferentes configurações de ligações.

### 3.3 Ensaio de caracterização mecânica do material

A realização dos ensaios de caracterização mecânica do material implicou o corte de provetes. No caso do GFRP, os provetes foram retirados de um perfil pultrudido e de chapas de GFRP. Os perfis utilizados apresentam secção transversal em I, com altura de 150 mm, largura de 75 mm e 8 mm de espessura (tanto nos banzos, como na alma), enquanto as chapas têm 40 mm de largura e 8 mm de espessura. Os perfis e as chapas utilizados foram produzidos na empresa ALTO Perfis Pultrudidos, Lda. No caso do aço inoxidável, os provetes foram retirados de chapas com 40 mm de largura e espessuras de 3 mm e 8 mm.

O corte dos provetes de GFRP obedeceu à norma EN 13706-2 [7], tendo sido realizados nas chapas, na alma e nos banzos do perfil, com uma serra de fita. Apesar de a arquitectura de fibras ser em princípio a mesma na alma e nos banzos, considerou-se oportuno medir as características mecânicas nas duas paredes, até para confirmar esta hipótese. Os ensaios nas chapas tiveram a finalidade de perceber se há diferenças significativas na constituição do material. Por sua vez, o corte dos provetes de aço foi realizado de acordo com a norma EN ISO 377 [80], também numa serra de fita. Nos ensaios em que se utilizou um vídeo-extensómetro, aplicou-se uma tinta branca na face dos provetes para aumentar o contraste com os alvos, marcados com uma caneta preta. O vídeo-extensómetro mede as coordenadas dos alvos, permitindo avaliar a extensão entre os pontos marcados.

Como referido, realizaram-se ensaios de compressão, tracção (no GFRP e no aço inoxidável), flexão, corte interlaminar e corte no plano pelo método de Iosipescu. Com estes ensaios pretendeu-se determinar as constantes elásticas e os valores de resistência do material, sujeito às diferentes solicitações. Pretendeu-se também avaliar os modos de rotura do GFRP e, no caso do aço inoxidável, definir a lei constitutiva do material. A determinação destes parâmetros permitiu caracterizar a resposta mecânica dos materiais, contribuindo para uma melhor compreensão dos resultados dos restantes ensaios; os resultados foram também utilizados como dados de entrada para a definição do modelo numérico, cujo desenvolvimento é descrito na parte final da dissertação. A nomenclatura usada para definir os provetes dos diferentes ensaios é descrita na Tabela 8, onde também se resume a parede do provete, a orientação e o número de provetes por ensaio.

#### 3.3.1 Compressão

Os ensaios de compressão, ilustrados na Figura 20, foram realizados de acordo com a norma ASTM D 695-02 [81] e tiveram como objectivo determinar a tensão última resistente ( $\sigma_{cu}$ ), a extensão última aparente ( $\varepsilon_{cu}$ ) e uma estimativa do módulo de elasticidade aparente ( $E_c$ ) à compressão pura. São representados os provetes longitudinais da alma na Figura 21.

As expressões (3.1) e (3.2) permitiram calcular a tensão última resistente ( $\sigma_{cu}$ ) e a extensão última aparente ( $\varepsilon_{cu}$ ), respectivamente. Nestas expressões tem-se em conta a força última aplicada no ensaio de compressão ( $F_{cu}$ ), a área seccional mínima ( $A_{min}$ ), o deslocamento último do ensaio ( $\delta_{cu}$ ) e o comprimento do provete ( $L_{proвете}$ ). O módulo de elasticidade aparente à compressão pura ( $E_c$ ) foi determinado pela

expressão (3.3) no troço linear entre o início do ensaio e até cerca de metade da tensão de rotura, representando o declive do gráfico tensão-extensão. Note-se que aqueles parâmetros são “aparentes” por incluírem o efeito do esmagamento potencial dos topos do provete pelos pratos da prensa.

Tabela 8 – Nomenclatura, parede, orientação e quantidade de provetes ensaiados.

Ensaio	Parede	Orientação	Nº provetes	Série
<b>Compressão (C)</b>	Alma (A)	Longitudinal (L)	8	CAL
		Transversal (T)	6	CAT
	Banzo (B)	Longitudinal (L)	8	CBL
		Transversal (T)	8	CBT
	Chapa 40 mm (40)	Longitudinal (L)	6	C40L
		Transversal (T)	6	C40T
<b>Tracção (T)</b>	Alma (A)	Longitudinal (L)	8	TAL
	Banzo (B)	Longitudinal (L)	8	TBL
	Chapa 40 mm (40)	Longitudinal (L)	4	T40L
<b>Flexão (F)</b>	Alma (A)	Longitudinal (L)	10	FAL
	Banzo(B)	Longitudinal (L)	8	FBL
<b>Corte interlaminar (CI)</b>	Alma (A)	Longitudinal (L)	8	CIAL
		Transversal (T)	8	CIAT
	Banzo (B)	Longitudinal (L)	8	CIBL
		Transversal (T)	8	CIBT
	Chapa 40 mm (40)	Longitudinal (L)	6	CI40L
	<b>Corte no plano (CP)</b>	Alma (A)	Longitudinal (L)	10
Transversal (T)			4	CPAT
Banzo (B)		Longitudinal (L)	8	CPBL
		Transversal (T)	8	CPBT
Chapa 40 mm (40)		Longitudinal (L)	4	CP40L
<b>Tracção (T)</b>		Chapa 3 mm (aço inoxidável)	-	4
	Chapa 8 mm (aço inoxidável)	-	4	T8

$$\sigma_{cu} = \frac{F_{cu}}{A_{min}} \quad (3.1)$$

$$\varepsilon_{cu} = \frac{\delta_{cu}}{L_{proвете}} \quad (3.2)$$

$$E_c = \frac{\Delta\sigma_c}{\Delta\varepsilon_c} \quad (3.3)$$

De acordo com as curvas tensão-extensão típicas do ensaio de compressão, exemplificadas na Figura 22, observou-se um comportamento do material aproximadamente linear até à rotura, quer na direcção longitudinal, quer na direcção transversal. Apesar disto, registou-se uma fase inicial de ajustes, que não foi considerada na análise dos dados, provocada pelo encosto dos pratos da prensa. Assim, traçou-se a recta até à origem do referencial de acordo com o declive registado na fase elástica do ensaio, representado

pelo módulo de elasticidade (aparente). Para além disto, nos provetes do perfil na direcção transversal verificou-se uma tensão residual de cerca de 20% da tensão de rotura. O modo de rotura observado foi considerado frágil e, como era esperado, ocorreu por delaminação do material, conforme se ilustra na Figura 23. Sendo um modo de rotura típico em provetes solicitados à compressão, os ensaios realizados foram considerados válidos.



Figura 20 – Esquema do ensaio de compressão, com o ensaio em curso.



Figura 21 - Série de provetes longitudinais da alma após o ensaio de compressão.

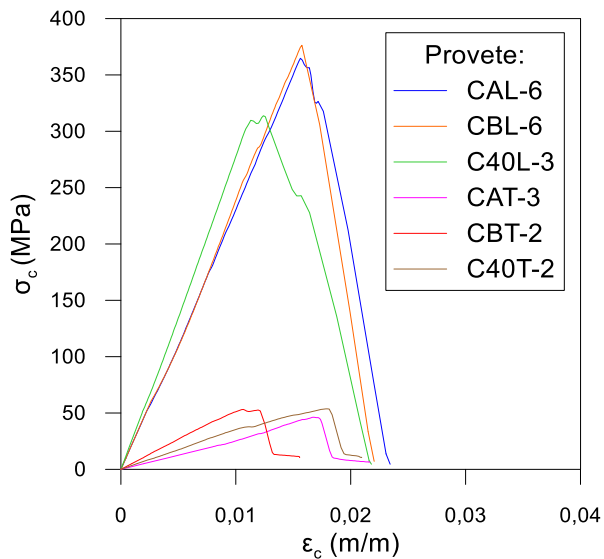


Figura 22 - Curvas  $\sigma_c$ - $\epsilon_c$  para o ensaio de compressão nas direcções longitudinal e transversal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm.



Figura 23 - Modo de rotura do ensaio de compressão, por delaminação do material.

Foi feito um tratamento estatístico dos resultados dos ensaios de compressão, apresentando-se alguns desses valores nas Tabelas 9 e 10. Assim, os provetes CAL-4, CBL-2, CBL-4, CBL-8, 40CL-4 não foram considerados por terem apresentado uma força de rotura bastante inferior aos restantes provetes. Também os provetes CAT-4, CAT-6, CBT-6 e CBT-7 não foram considerados por se verificar um empenamento nas suas faces. Por fim, os resultados dos provetes C40L-1 e C40L-2 foram igualmente desprezados por se ter verificado um erro na medição das grandezas. Os resultados completos de todos os provetes são apresentados no Anexo A.2.



Tabela 9 – Resultados dos ensaios de compressão da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção longitudinal.

Parâmetro	CAL		CBL		C40L	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{cu}$ (kN)	52,6	6,43%	43,4	12,6%	46,5	10,0%
$\sigma_{cu}$ (MPa)	375	5,41%	328	12,5%	318	10,8%
$\varepsilon_{cu}$ (m/m)	1,51%	8,59%	1,80%	11,1%	1,13%	23,7%
$E_c$ (GPa)	26,4	9,90%	22,9	6,39%	24,6	-

Tabela 10 - Resultados dos ensaios de compressão da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção transversal.

Parâmetro	CAT		CBT		C40T	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{cu}$ (kN)	4,96	27,7%	5,36	26,7%	7,40	6,10%
$\sigma_{cu}$ (MPa)	42,3	19,1%	46,7	14,2%	53,3	6,81%
$\varepsilon_{cu}$ (m/m)	2,23%	19,1%	1,48%	14,4%	1,82%	9,09%
$E_c$ (GPa)	2,65	36,8%	3,91	29,1%	3,68	17,1%

### 3.3.2 Tracção (GFRP)

A realização dos ensaios de tracção foi feita tendo por base a norma EN ISO 527 [82-84], caracterizando o comportamento longitudinal do material sujeito a tracção através da determinação da tensão máxima resistente ( $\sigma_{tu}$ ), da extensão última ( $\varepsilon_{tu}$ ), do módulo de elasticidade ( $E_t$ ) e do coeficiente de Poisson ( $\nu_{LT}$ ). O ensaio é ilustrado na Figura 24. Os provetes ensaiados têm 25 mm de largura, 250 mm de comprimento e 8 mm de espessura. Devido ao facto de as dimensões do perfil não permitirem a realização de provetes na direcção transversal (a largura e altura total da secção são de apenas 75 mm e 150 mm, respectivamente), apenas se realizaram ensaios na direcção longitudinal. Também as dimensões da chapa (40 mm de largura) apenas permitiram a realização destes ensaios na direcção longitudinal.

Relativamente ao equipamento utilizado, recorreu-se a uma máquina universal de ensaios da marca *INSTRON*, modelo 1343, com 250 kN de capacidade de carga e 100 mm de curso. Adicionalmente, utilizaram-se garras de aperto que impediram o esmagamento do material compósito nas extremidades dos provetes, tendo em atenção que o aperto dado teve de ser suficiente para não haver escorregamento do provete durante o ensaio. Recorreu-se a um vídeo-extensómetro que, conforme referido em 3.3, mediu as coordenadas dos alvos e permitiu calcular os deslocamentos relativos entre os pontos e determinar a extensão. Este equipamento consiste numa câmara de filmar de alta resolução (marca *Sony*, modelo XCG-5005E), com uma objectiva *Fujinon-Fujifilm* 1:18/500 mm (modelo HF50SA-1). O registo de dados foi feito através de um *software* desenvolvido em *LabView*, a uma frequência de 5 Hz.

A velocidade de carregamento foi, de acordo com a norma, 2 mm/min. Mais uma vez, o ensaio foi feito controlando os deslocamentos. Durante a realização dos ensaios, registou-se a carga aplicada e o deslocamento relativo entre os cabeçotes da prensa.

A resistência última à tracção ( $\sigma_{tu}$ ) representa a razão entre a força última aplicada no ensaio de tracção ( $F_{tu}$ ) e a área seccional mínima ( $A_{min}$ ) – expressão (3.4). O módulo de elasticidade ( $E_t$ ) é o declive do gráfico tensão-extensão e é dado pela expressão (3.5), sendo determinado como em 3.3.1. Por fim, o coeficiente de Poisson ( $\nu_{LT}$ ) é dado por (3.6) e tem em conta a variação da extensão na direcção transversal e a variação da extensão na direcção longitudinal, podendo ser avaliada por esta relação ao longo do ensaio.

$$\sigma_{tu} = \frac{F_{tu}}{A_{min}} \quad (3.4)$$

$$E_t = \frac{\Delta\sigma_t}{\Delta\varepsilon_t} \quad (3.5)$$

$$\nu_{LT} = \frac{\Delta\sigma_{t,T}}{\Delta\varepsilon_{t,L}} \quad (3.6)$$

De acordo com as curvas tensão-extensão características do ensaio de tracção do GFRP (Figura 25), observou-se um comportamento elástico linear até à rotura. À semelhança dos provetes ensaiados à compressão (3.3.1), verificou-se uma fase inicial de ajustes, provocada pelo aperto das garras. Esses pontos não foram considerados, linearizando-se a recta até à origem do gráfico de acordo com o declive, representado pelo módulo de elasticidade. Embora tenha ocorrido a rotura das mantas na zona mais próxima das garras (Figura 26) em alguns provetes, o modo de rotura observado foi por tracção das fibras. Um exemplo do modo de rotura observado é ilustrado na Figura 27. Ainda assim, no provete BL-8 observou-se rotura por esmagamento do GFRP na garra, pelo que este provete não foi considerado.

Os resultados mais relevantes do ensaio de tracção encontram-se listados na Tabela 11. O material apresentou um módulo de elasticidade bastante inferior na chapa de 40 mm, possivelmente devido a uma arquitectura de fibras diferente no perfil e na chapa. Também o coeficiente de Poisson se diferenciou na alma. Tal poderá ter sido provocado por uma leitura menos correcta das coordenadas pelo vídeo-extensómetro naqueles provetes. Em geral, o equipamento regista alguma falta de precisão, principalmente na leitura de pontos demasiado próximos. Detalham-se os resultados de cada provete no Anexo A.3.

### 3.3.3 Flexão

Com o ensaio de flexão pretendeu-se aferir a tensão última resistente do GFRP quando sujeito a flexão ( $\sigma_{fu}$ ) e uma estimativa do módulo de elasticidade em flexão ( $E_f$ ). Os ensaios foram executados de acordo com a norma EN ISO 14125 [85], em controlo de deslocamentos, a uma velocidade de 6 mm/min.

Neste ensaio utilizou-se uma prensa da marca *Form + Test Seidner* com capacidade de carga de 10 kN, medindo-se a carga aplicada e o deslocamento do ponto de aplicação da carga com um deflectómetro eléctrico da marca *TML* com 25 mm de curso e 0,01 mm de precisão. Os provetes têm 15 mm de largura, 300 mm de comprimento e 8 mm de espessura, considerando-se um vão de ensaio de 160 mm. O esquema de ensaio é ilustrado na Figura 28.

O cálculo da tensão última resistente à flexão ( $\sigma_{fu}$ ) foi feito de acordo com a expressão (3.7),

$$\sigma_{fu} = \frac{3F_{fu}L}{2bt^2} \quad (3.7)$$

onde  $F_{fu}$  representa a força última,  $L$  o comprimento do vão de ensaio,  $b$  a largura e  $t$  a espessura do provete. Por sua vez, a extensão última em flexão é dada pela expressão (3.8)

$$\varepsilon_{fu} = \frac{6\delta_{fu}t}{L^2} \quad (3.8)$$

onde  $\delta_{fu}$  é o deslocamento a meio vão aquando da rotura. Por último, o módulo de elasticidade em flexão ( $E_f$ ) foi determinado no troço linear inicial até cerca de metade da tensão de rotura, transformando as leituras dos deslocamentos em extensões axiais.



Figura 24 – Esquema do ensaio de tracção do GFRP, com o ensaio em curso.

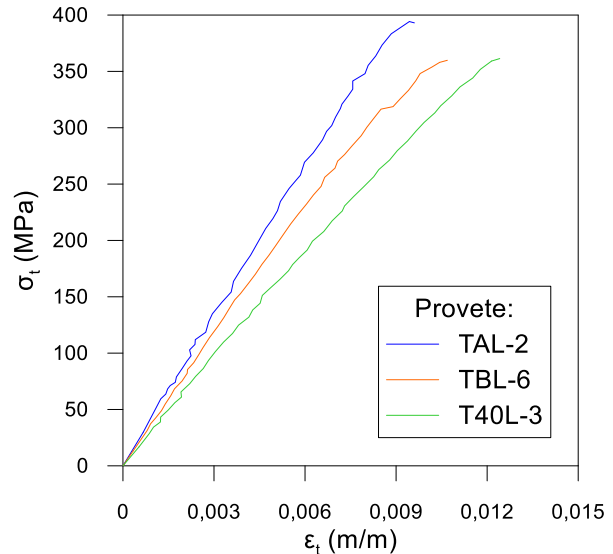


Figura 25 – Curvas  $\sigma_t$ - $\varepsilon_t$  para o ensaio de tracção do GFRP na direcção longitudinal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm.

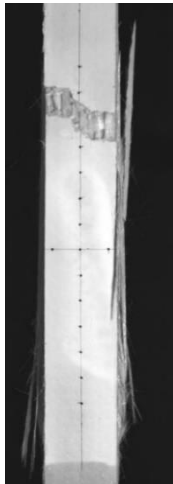


Figura 26 - Rotura das mantas próxima da garra superior.



Figura 27 - Modo de rotura do ensaio de tracção do GFRP, por tracção das fibras.

Observou-se um comportamento linear até à rotura, conforme se representa na Figura 29, que ilustra a curva tensão-extensão representativa do ensaio de flexão num provete da alma e num provete do banzo. Registou-se, à semelhança dos ensaios de compressão (3.3.1), uma fase inicial de ajustes provocada pelo encosto da peça de carregamento no provete. Mais uma vez, essa fase foi ignorada, linearizando-se a curva até à origem dos eixos de acordo com o declive apresentado na fase elástica. O modo de rotura foi, tal como esperado, por tracção das fibras inferiores do provete, validando os resultados dos ensaios. Após este instante, deu-se a progressão da rotura ao longo da espessura, representada nas curvas de

tensão-extensão (Figura 29) através de pequenos aumentos da tensão. Apesar disto, a tendência decrescente manteve-se. Essa evolução é representada nas Figuras 30 e 31. São apresentados na Tabela 12 os resultados mais significativos dos ensaios de flexão. Os resultados discriminados são apresentados no Anexo A.4.

Tabela 11 - Resultados do ensaio de tracção da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm na direcção longitudinal.

Parâmetro	TAL		TBL		T40L	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{tu}$ (kN)	72,7	6,78%	68,5	8,80%	66,9	1,39%
$\sigma_{tu}$ (MPa)	384	6,12%	347	7,56%	367	1,46%
$\varepsilon_{tu}$ (m/m)	0,92%	5,81%	0,92%	11,0%	1,24%	1,72%
$E_t$ (GPa)	43,6	3,15%	41,3	8,66%	32,1	0,85%
$\nu_{LT}$ (-)	0,22	27,3%	0,29	13,3%	0,28	2,65%

### 3.3.4 Corte interlaminar

O ensaio de corte interlaminar foi realizado de acordo com a norma ASTM-D2344/D2344M [86], tendo-se determinado a tensão última resistente ( $\sigma_{ciu}$ ) quando o provete foi sujeito a corte interlaminar. As dimensões do provete foram escolhidas com a intenção de o esforço dominante ser o transversal, promovendo o corte entre as lâminas de GFRP e evitando a sua rotura por flexão. Desta forma, ensaiaram-se provetes com 16 mm de largura, 48 mm de comprimento e 8 mm de espessura. Relativamente aos provetes da chapa, os 40 mm de largura não permitiram a realização de provetes na direcção transversal.

Tabela 12 - Resultados dos ensaios de flexão da alma e do banzo, na direcção longitudinal.

Parâmetro	FAL		FBL	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{fu}$ (kN)	1,78	6,69%	1,36	9,58%
$\sigma_{fu}$ (MPa)	462	5,71%	393	10,4%
$\varepsilon_{fu}$ (m/m)	1,38%	7,11%	1,32%	10,3%
$E_f$ (GPa)	37,0	2,63%	34,4	7,27%

Foi utilizado o equipamento do ensaio de flexão (3.3.3), aplicando o deflectómetro eléctrico directamente na chapa de apoio do provete (Figura 32) para medir o deslocamento do provete no ponto de carga. De acordo com a norma, o ensaio foi realizado em controlo de deslocamentos a uma velocidade de 1 mm/min, medindo-se a carga aplicada (através da célula de carga da prensa).

A tensão última resistente ( $\sigma_{ciu}$ ) foi estimada pela expressão (3.9), em que  $F_{ciu}$  representa a força última aplicada ao provete,  $b$  é a largura e  $t$  é a espessura do provete.

$$\sigma_{ciu} = 0,75 \frac{F_{ciu}}{bt} \quad (3.9)$$

Na Figura 33 representam-se as curvas tensão-deslocamento características dos ensaios de corte interlaminar. Verificou-se um comportamento idêntico em todos os provetes, com uma fase inicial de ajustes, que foi desprezada, e, em seguida, um comportamento aproximadamente linear até à rotura.

Finalmente, verificou-se uma redução gradual de tensão, com ligeiros aumentos pontuais da carga. Nos provetes da direcção longitudinal o modo de rotura deu-se por delaminação das diferentes lâminas do material, conforme é possível observar na Figura 34, validando os ensaios. Nos provetes da direcção transversal, o modo de rotura foi por corte em flexão (Figura 35), considerando-se, por isso, a resistência obtida como um minorante do valor resistente ao corte interlaminar na direcção transversal.

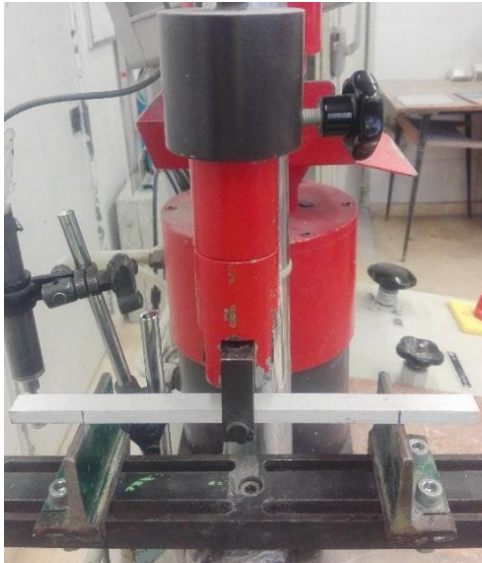


Figura 28 - Esquema do ensaio de flexão.

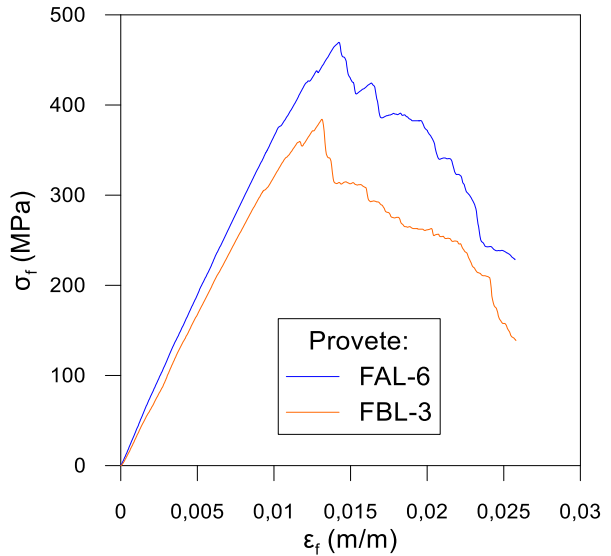


Figura 29 - Curvas  $\sigma_f$ - $\epsilon_f$  para o ensaio de flexão na direcção longitudinal da alma e do banzo.



Figura 30 - Rotura das primeiras fibras por tracção num provete.



Figura 31 - Progressão da rotura de um provete ao longo da espessura.

Listam-se na Tabela 13 os principais valores decorrentes do tratamento estatístico dos resultados dos ensaios de corte interlaminar. No Anexo A.5 pormenorizam-se os resultados obtidos.

### 3.3.5 Corte no plano – método de losipescu

Tendo como objectivo determinar a tensão de corte resistente ( $\tau_{cpu}$ ) nas duas direcções principais, ortogonais, bem como o módulo de distorção nessas direcções,  $G_{LT}$  e  $G_{TL}$ , respectivamente, foram efectuados ensaios segundo a norma ASTM D 5379-05 [87], recorrendo a provetes do perfil e da chapa.

A geometria dos provetes é ilustrada na Figura 36, onde  $t$  representa a espessura do provete. Na mesma figura, é ainda possível observar um entalhe na zona central do provete, que pretende garantir a ocorrência de rotura dos provetes por corte nesta zona.

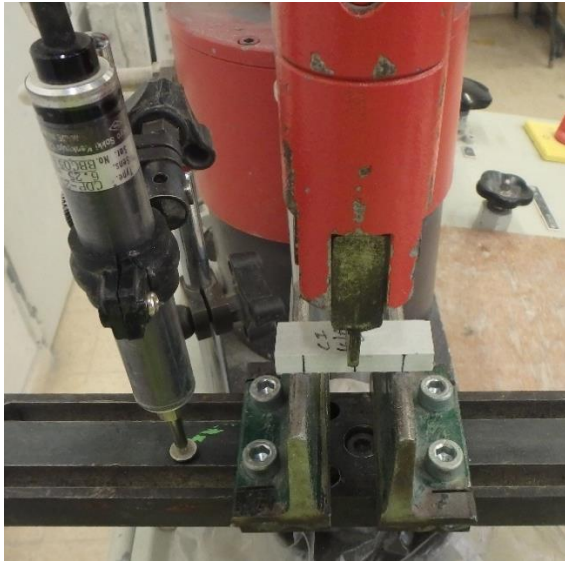


Figura 32 - Esquema do ensaio de corte interlaminar.

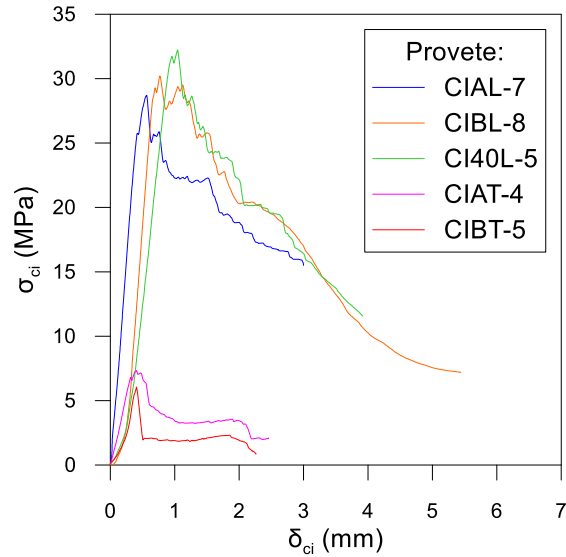


Figura 33 - Curvas  $\sigma_{ci}-\delta_{ci}$  para o ensaio de corte interlaminar nas direções longitudinal e transversal da alma, dos banzos e da chapa de 40 mm.

Tabela 13 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar da alma e dos banzos nas direções longitudinal e transversal e da chapa de 40 mm na direção longitudinal.

Parâmetro	CIAL		CIBL		CI40L		CIAT		CIBT	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{ciu}$ (kN)	4,39	5,21%	5,02	6,16%	5,52	4,85%	1,56	12,2%	1,08	33,9%
$\sigma_{ciu}$ (MPa)	27,0	5,27%	29,6	7,18%	32,4	4,21%	7,41	11,0%	5,29	34,7%

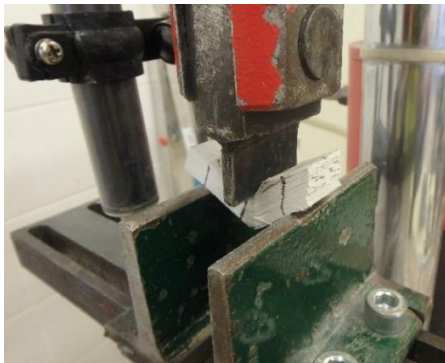


Figura 34 - Modo de rotura do ensaio de corte interlaminar na direção longitudinal, por delaminação.



Figura 35 - Modo de rotura no ensaio de corte interlaminar na direção transversal, por corte.

O equipamento utilizado neste ensaio foi o do ensaio de tracção, descrito em 3.3.2. Quanto à duração do ensaio, pretendeu-se que a rotura ocorresse entre 1 e 10 min. A expressão (3.10) permitiu calcular a tensão transversal última ( $\tau_{cpu}$ ), partindo da força máxima aplicada ( $F_{cpu}$ ) e da área seccional mínima ( $A_{min}$ ), enquanto que a distorção ( $\gamma_{cp}$ ), dada pela expressão (3.11), foi determinada pela soma do módulo das extensões diagonais ( $|\varepsilon_{+45^\circ}|$  e  $|\varepsilon_{-45^\circ}|$ ). Por fim, o módulo de distorção foi obtido pelo declive do gráfico tensão-distorção, no troço linear inicial até cerca de metade da tensão de rotura. A expressão do módulo de distorção é dada por (3.12).

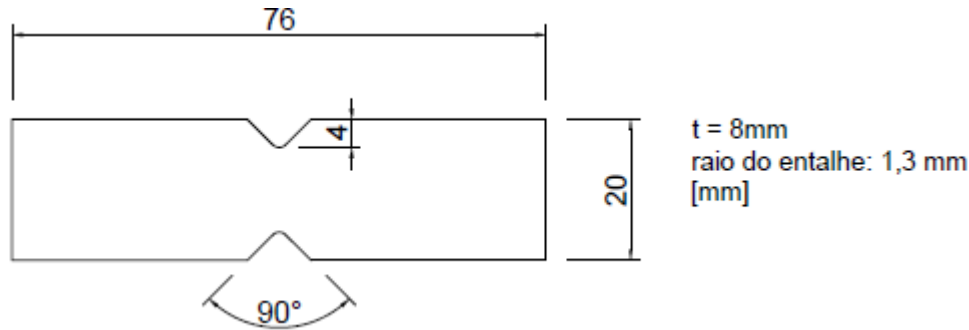


Figura 36 - Forma e dimensões de um provete do ensaio de corte no plano, pelo método de Iosipescu.

$$\tau_{cpu} = \frac{F_{cpu}}{A_{min}} \quad (3.10)$$

$$\gamma_{cp} = |\varepsilon_{+45^\circ}| + |\varepsilon_{-45^\circ}| \quad (3.11)$$

$$G = \frac{\Delta\tau_{cp}}{\gamma_{cp}} \quad (3.12)$$

As curvas tensão-distorção características do ensaio de corte no plano são ilustrada na Figura 37, caracterizando-se por uma fase de ajustes iniciais e um comportamento aproximadamente linear até à rotura, com uma redução progressiva da rigidez antes de ser atingida a força máxima. A fase de ajustes iniciais, à semelhança dos ensaios de tracção (3.3.2), prende-se com o aperto do provete. No caso dos provetes da direcção longitudinal, observou-se uma tendência para, após a rotura, a tensão reduzir até um valor de cerca de 83% da carga de rotura. A rotura deu-se pela zona estreita, conforme se ilustra na Figura 38. Este modo de rotura só não foi observado nos provetes CPBL-3 e CPBT-4 (cujos resultados foram considerados inválidos).

Registam-se na Tabela 14 os principais valores relativos aos ensaios de corte no plano pelo método de Iosipescu. Os resultados de cada provete são distinguidos no Anexo A.6.

Tabela 14 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de Iosipescu, da alma e do banzo nas direcções longitudinal e transversal e na chapa de 40 mm na direcção longitudinal.

	CPAL		CPBL		CP40L		CPAT		CPBT	
Parâmetro	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{cpu}$ (kN)	4,73	11,4%	4,93	8,71%	5,24	10,6%	3,22	7,04%	2,77	19,6%
$\tau_{cpu}$ (MPa)	47,7	9,51%	47,1	5,86%	52,1	6,86%	30,5	7,56%	25,8	19,2%
$\gamma_{cp}$ (-)	2,31%	18,2%	2,87%	25,6%	3,06%	13,6%	1,46%	28,3%	1,42%	32,4%
$G$ (GPa)	3,12	15,2%	3,14	16,5%	2,65	21,3%	4,36	29,9%	2,49	21,4%

### 3.3.6 Tracção (aço inoxidável)

Dada a relevância da definição das propriedades mecânicas do aço inoxidável que constitui as peças de ligação, efectuaram-se ensaios de tracção para a sua determinação. Estes ensaios foram realizados de acordo com a norma EN 10002-1 [88] e o esquema de montagem foi o utilizado nos ensaios de tracção do material GFRP, descrito em 3.3.2. Também as grandezas medidas durante o ensaio e as grandezas determinadas são as mesmas. O ensaio foi realizado a uma velocidade de 4 mm/min. Na Figura 39 ilustra-se a geometria dos provetes, onde  $t$  representa a espessura do provete. É de salientar que os alvos



representados são apenas ilustrativos, uma vez que foram utilizados mais pares de alvos, distribuídos na zona estreita do provete, para minimizar possíveis erros.

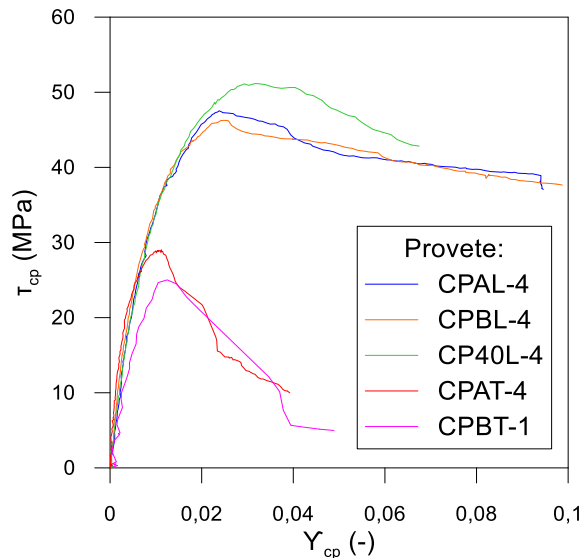


Figura 37 - Curvas  $T_{cp}$ - $Y_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nas direcções longitudinal e transversal da alma e dos banzos e na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.

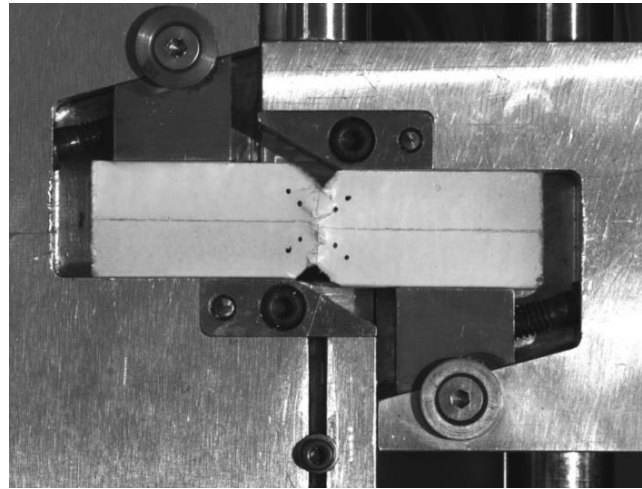


Figura 38 - Modo de rotura do ensaio de corte no plano pelo método de losipescu.

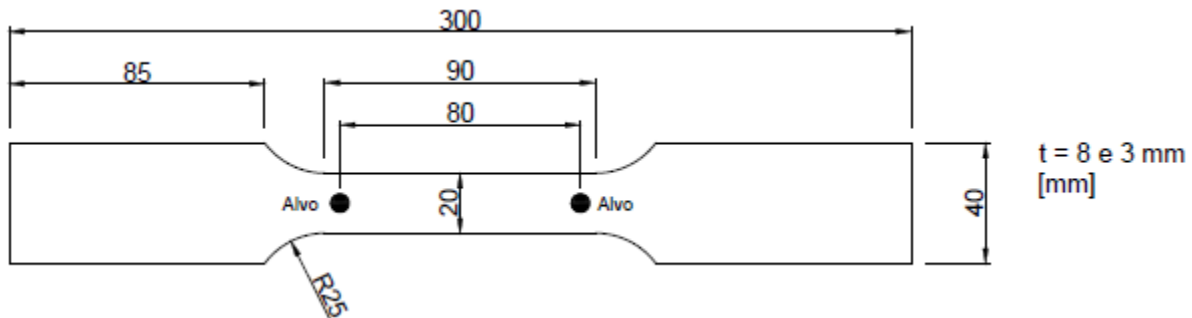


Figura 39 - Forma e dimensões, em mm, dos provetes de aço inoxidável para o ensaio de tracção.

Tal como esperado, o comportamento do aço inoxidável em tracção teve um carácter dúctil. É possível observar tal comportamento na Figura 40, que representa a relação constitutiva do material. Foi ainda possível observar a estricção do provete, representando-se a sua evolução nas Figuras 41 e 42. O modo de rotura foi por tracção a meio do provete (Figura 43) à excepção dos provetes T3-1 e T3-4. No primeiro caso, não se observou a rotura do provete, uma vez que foi esgotado o curso da prensa, enquanto que no segundo a rotura se deu ligeiramente acima do ponto médio.

Na Tabela 15 resumem-se os principais resultados do ensaio de tracção dos provetes de aço inoxidável. Os valores obtidos para o módulo de elasticidade da chapa de 3 mm e para o coeficiente de Poisson de ambas as chapas foram anómalos, pelo que não foram considerados. A sua determinação incorrecta prendeu-se, à semelhança dos ensaios de tracção em provetes de GFRP (3.3.2), com a falta de precisão do vídeo-extensómetro em medir coordenadas de pontos demasiado próximos. O valor da tensão de cedência do material foi determinado como na Figura 19 (d). Apesar de a norma seguida apresentar algumas curvas de tensão-extensão, nenhuma se adequa às curvas obtidas experimentalmente, pelo que



se utilizou o método definido pelo ECCS [74], não obstante este ter sido desenvolvido no âmbito de ligações. Individualizam-se os resultados de cada provete no Anexo A.7.

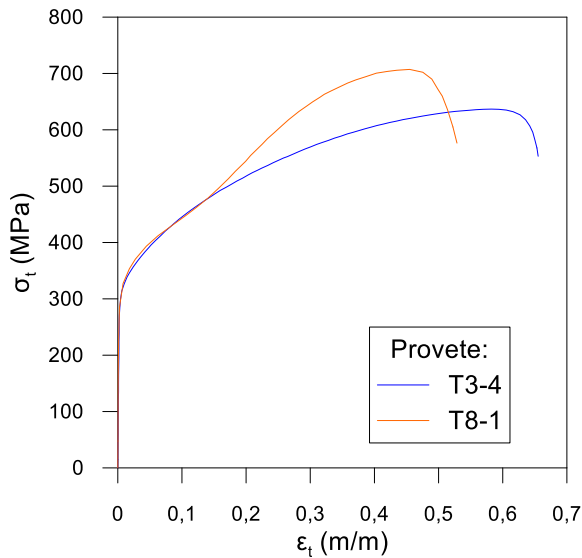


Figura 40 - Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_t$  para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 3 mm e 8 mm de espessura.

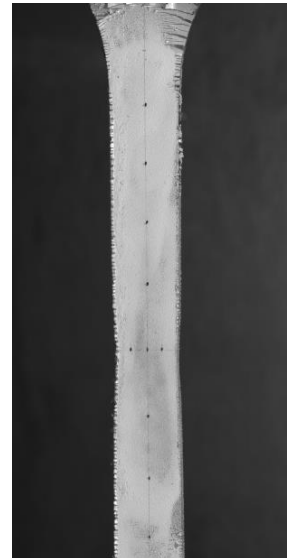


Figura 41 – Início do fenómeno de estrição do provete.

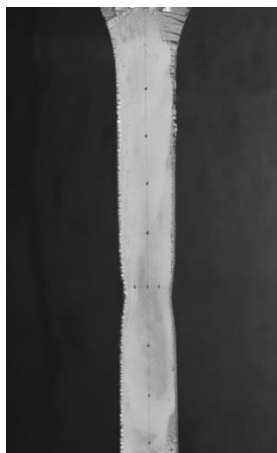


Figura 42 - Evolução do fenómeno de estrição do provete.

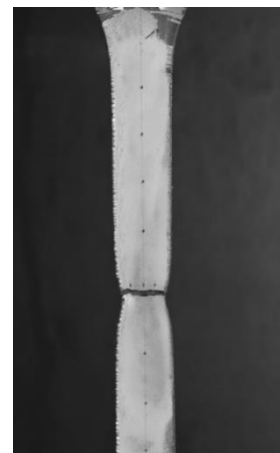


Figura 43 - Modo de rotura do ensaio de tracção do aço inoxidável.

### 3.3.7 Síntese de resultados

Resumem-se nas Tabelas 16 e 17 os valores médios das características determinadas em cada ensaio, assim como as normas utilizadas na sua realização. Ao analisar a globalidade dos resultados obtidos constatou-se que, de facto, o GFRP tem uma natureza ortotrópica ao apresentar características diferentes na direcção longitudinal e na direcção transversal. De facto, os valores na direcção transversal foram, em média, cerca de 14% e 22% dos valores na direcção longitudinal, nos ensaios de compressão e nos ensaios de corte interlaminar, respectivamente.

Para além disto, também se verificou uma diferença entre os parâmetros mecânicos da alma e dos banzos, embora esta diferença seja menos pronunciada. À excepção dos ensaios de corte interlaminar e corte no

plano, em provetes da direcção longitudinal as características mecânicas são mais elevadas na alma. Por outro lado, em provetes da direcção transversal, registaram-se valores superiores nos banzos apenas nos ensaios de compressão. Relativamente à chapa de 40 mm, verificou-se que a maior diferença foi no módulo de elasticidade dos ensaios de tracção, com diferenças de cerca de 25% para os valores do perfil. Nos restantes ensaios, as diferenças variaram até 15%, registando-se por vezes valores das chapas superiores aos do perfil.

Tabela 15 - Resultados dos ensaios de tracção do aço inoxidável.

Parâmetro	T3		T8	
	Média	C. Var.	Média	C. Var.
$F_{tu}$ (kN)	41,0	4,73%	113	1,39%
$\sigma_{tu}$ (MPa)	651	4,68%	691	2,09%
$\sigma_{ty}$ (MPa)	363	2,39%	363	2,44%
$\varepsilon_{tu}$ (m/m)	46,0%	-	45,0%	2,03%
$E_t$ (GPa)	-	-	194	4,86%
$\nu$ (-)	-	-	-	-

Comparando os valores obtidos experimentalmente para o GFRP com os valores de Gonilha [9], apresentados em 2.2.3, verificou-se que, em geral, os valores obtidos experimentalmente se enquadram nos intervalos propostos pelo referido autor. Ainda assim, os resultados dos ensaios de compressão e os ensaios de corte interlaminar, ambos na direcção transversal, não se enquadram no intervalo proposto, sendo inferiores. Por outro lado, os valores da tensão do ensaio de corte no plano na direcção longitudinal excedem cerca de 1,5 vezes o limite superior do intervalo. Nestes ensaios verificou-se um coeficiente de variação elevado, que poderá indicar a necessidade de eventuais melhorias a implementar na qualidade de fabrico do material. Essa variação manifestou-se em propriedades mais dependentes da matriz, o que poderá indicar que possíveis intervenções no processo de controlo de qualidade deverão ser aplicadas na sua avaliação. Esta maior variação poderá também estar ligada à precisão dos instrumentos de medição utilizados, uma vez que, nas direcções onde se verificou maior dispersão, tipicamente, foram também registados os menores valores de carga (14% a 55% quando comparados com os resultados homólogos na direcção longitudinal). Verificou-se ainda que nos casos dos ensaios de tracção, de corte interlaminar na direcção longitudinal e de corte no plano na direcção transversal, houve registos de valores a ultrapassar ligeiramente os máximos dos respectivos intervalos.

Por fim, verificou-se que, quer na chapa de aço de 3 mm, quer na de 8 mm, que a tensão de cedência do aço inoxidável é inferior à tensão de rotura à tracção da alma do perfil. Apesar de ser inferior, o valor da tensão de cedência do aço inoxidável é de cerca de 95% do valor da tensão de rotura à tracção dos banzos. Desta forma, torna-se legítimo considerar a hipótese de explorar a plasticidade do aço inoxidável na ligação viga-coluna para promover a ductilidade da ligação.

Tabela 16 - Valores médios das características mecânicas determinadas e normas utilizadas.

Ensaio	Norma	Grandeza	Valor médio alma	Valor médio banzos	Valor médio chapas 40 mm
Compressão	ASTM D695-02	$\sigma_{cu,L}$ (MPa)	375	328	318
		$E_{c,L}$ (GPa)	26,4	22,9	24,6
		$\sigma_{cu,T}$ (MPa)	42,3	46,7	53,3
		$E_{c,T}$ (GPa)	2,65	3,91	3,68
Tração GFRP	EN ISO 527	$\sigma_{tu,L}$ (MPa)	384	347	367
		$E_{t,L}$ (GPa)	43,6	41,3	32,1
		$\nu_{LT}$ (-)	0,22	0,29	0,28
Flexão	EN ISO 14125	$\sigma_{fu,L}$ (MPa)	462	393	-
		$E_{f,L}$ (GPa)	37,0	34,4	-
Corte interlaminar	ASTM D2344/D2344M	$\sigma_{ciu,L}$ (MPa)	27,0	29,6	32,4
		$\sigma_{ciu,T}$ (MPa)	7,41	5,29	-
Corte no plano (Iosupescu)	ASTM D5379-05	$\tau_{cpu,L}$ (MPa)	47,7	47,1	52,1
		$G_{LT}$ (MPa)	3,12	3,14	2,65
		$\tau_{cpu,T}$ (MPa)	30,5	25,8	-
		$G_{TL}$ (MPa)	4,36	2,49	-

Tabela 17 - Valores médios das características mecânicas determinadas e norma utilizada.

Ensaio	Norma	Grandeza	Valor médio chapa 3 mm	Valor médio chapa 8 mm
Tração Aço	EN 1002-1	$\sigma_{tu}$ (MPa)	651	691
		$\sigma_{ty}$ (MPa)	363	363
		$E_t$ (GPa)	-	194
		$\nu$ (-)	-	-

### 3.4 Ensaios de sobreposição dupla

Após a caracterização mecânica do material, importa compreender a interação entre o parafuso e o GFRP e entre o parafuso e o aço, estudando a rigidez, a resistência e os modos de rotura daquelas ligações. Foi nesta fase da campanha experimental que se realizaram ensaios de sobreposição dupla, ligando duas chapas de aço corrente a um provete de GFRP ou a um provete de aço inoxidável (da classe AISI 304). O corte dos provetes, quer de aço inoxidável, quer de GFRP, foi idêntico ao descrito em 3.3, aquando da preparação dos provetes para os ensaios de caracterização mecânica do material. A ligação foi feita por intermédio de um parafuso, também em aço inoxidável (M8 da classe A2-70).

### 3.4.1 Séries experimentais e geometria dos provetes

Foram definidas quatro disposições de provetes de GFRP (DL-15, DL-25, DL-35 e DL-70), com base nas indicações dadas pelo documento do CNR [35], por Bank [1] e pelo documento elaborado pela ACMA [79], já referidos em 2.4.4. Nestas disposições com apenas um parafuso, variou-se apenas a distância do mesmo ao bordo dos provetes ( $e'$ ), pretendendo-se que houvesse uma tipologia em que a rotura se desse, claramente, por (i) *shear-out*, e outra em que a rotura ocorresse por (ii) esmagamento. Nas restantes tipologias, utilizaram-se distâncias ao bordo próximas da zona de transição entre um e outro modo de rotura. Para cada disposição, foram realizados quatro ensaios, perfazendo um total de 16 ensaios. A dimensão destes provetes foi transversal às quatro disposições, com 350 mm de comprimento, 40 mm de largura e 8 mm de espessura. Na Tabela 18 resumem-se as distâncias do parafuso ao bordo para as quatro disposições. Na Figura 44 (a) a (d) ilustram-se as quatro disposições de parafusos.

Tabela 18 - Distâncias ao bordo para as disposições de parafusos consideradas.

Disposição	$e'$ (mm)
DL-70	70
DL-35	35
DL-25	25
DL-15	15

Para além das tipologias só com um parafuso, foi definida uma outra com dois parafusos (DL-2P). Os furos foram centrados, com o centro do primeiro a 35 mm do bordo da chapa. O segundo furo foi feito a uma distância de 35 mm do centro do primeiro. Também foram testados 4 provetes desta tipologia, ilustrados na Figura 44 (e).

Por outro lado, os provetes de aço inoxidável apresentaram uma dimensão variável, considerando apenas uma disposição de parafusos. Essa variável é a espessura, tendo sido testados provetes com 3 mm (designados por DL-A3) e provetes com 8 mm (designados por DL-A8). O comprimento dos provetes foi 385 mm e a largura 40 mm, centrando o parafuso a 15 mm do bordo do provete. Ilustra-se na Figura 44 (f) a geometria dos provetes DL-A3 e DL-A8. À semelhança dos provetes de GFRP, ensaiaram-se 4 provetes por espessura, perfazendo um total de 8 ensaios.

Nos ensaios dos provetes de GFRP e nos provetes de aço inoxidável, foram utilizadas chapas com 450 mm de comprimento, 100 mm de largura e 10 mm de espessura, para promover a rotura pelo parafuso ou pelos provetes (de GFRP ou de aço inoxidável).

### 3.4.2 Esquema de ensaio e instrumentação

O ensaio consistiu em traccionar as amostras, para determinar a força e o deslocamento na rotura, bem como para identificar o mecanismo de rotura. Para a realização deste ensaio, recorreu-se à prensa utilizada nos ensaios de tracção, descrita em 3.3.2.

Uma vez que apenas existem normas para ensaios de sobreposição simples em provetes com ligações coladas, estas foram adaptadas a ligações aparafusadas e a ensaios de sobreposição dupla. No caso do

ensaio com provetes de GFRP, utilizaram-se as normas ASTM D5573.14323 [89] e ASTM D5868.30506 [90]. No ensaio de provetes de aço inoxidável, foi adaptada a norma ASTM D1002.32032 [91] pelo mesmo motivo.

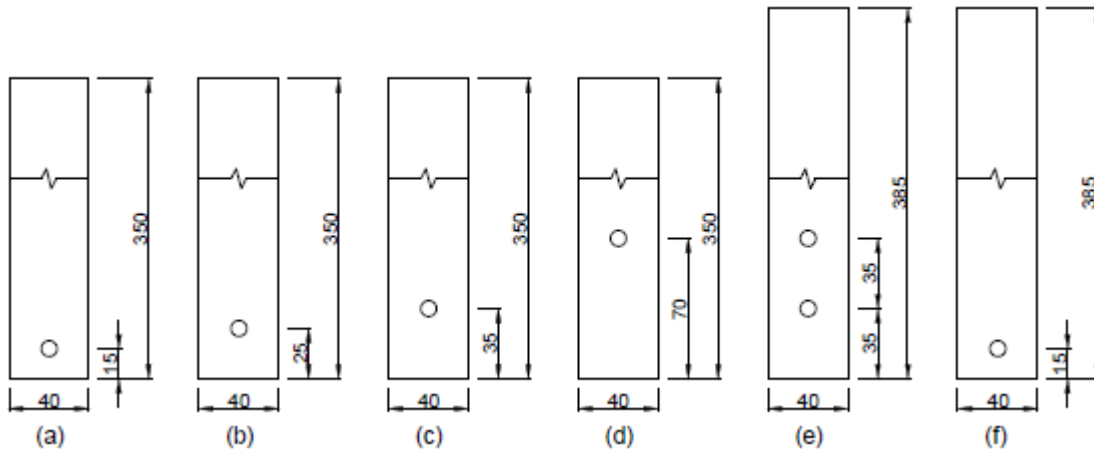


Figura 44 – Disposições de parafusos do ensaio de sobreposição dupla. (a) DL-15; (b) DL-25; (c) DL-35; (d) DL-70; (e) DL-2P; (f) DL-A3 e DL-A8.

Nestes ensaios foi medida a força, assim como o deslocamento relativo entre dois pontos situados a uma distância inicial de 385 mm. No caso dos provetes de GFRP, foi feita uma comparação da força resistente da ligação obtida experimentalmente com as expressões dadas pelas recomendações italianas [35], dadas por (3.13) e (3.14), para roturas por *shear-out* e esmagamento do material GFRP, respectivamente,

$$V_{so} = f_{V,Rd} \times (2e' - d) \times t \quad (3.13)$$

$$V_{esmag} = f_{LR,Rd} \times d \times t \quad (3.14)$$

onde: (i)  $V_{so}$  e  $V_{esmag}$  são as forças de tracção do ensaio (de corte no parafuso), para as quais o material resiste aos modos de rotura por *shear-out* e esmagamento, respectivamente; (ii)  $f_{V,Rd}$  é a resistência ao corte do GFRP, aferida em 3.3.4; (iii)  $f_{LR,Rd}$  é a resistência ao esmagamento do GFRP, aferida em 3.3.1; e (iv)  $d$ ,  $e'$  e  $t$  são características geométricas, nomeadamente o diâmetro do furo, a distância do centro do furo ao bordo e a espessura do provete. Com a determinação de tais parâmetros, foi possível aferir a sua precisão, por comparação com os resultados obtidos experimentalmente. A força e o deslocamento foram medidos com a célula de carga da prensa, sendo o registo de dados feito a uma frequência de 5 Hz. O deslocamento foi medido com dois deflectómetros eléctricos idênticos ao descrito em 3.3.3, com o objectivo de medir o deslocamento relativo entre as chapas de aço e as peças ensaiadas. O esquema de ensaio é ilustrado nas Figuras 45 e 46.

No caso dos provetes de aço inoxidável, os resultados obtidos experimentalmente foram comparados com a expressão (3.15), dada pelo Eurocódigo 3 [19]. A referida expressão permite calcular a força resistente ao esmagamento da chapa tendo em conta parâmetros geométricos ( $k_1$  e  $\alpha_d$ ), o diâmetro do furo ( $d$ ), a espessura da chapa ( $t$ ) e a tensão última reduzida do material à tracção ( $f_{u,red}$ ). Essa redução é dada pela expressão (3.16) [19], onde  $f_{sy}$  e  $f_u$  representam, respectivamente, a tensão de cedência e a tensão última do material à tracção.



Figura 45 - Esquema dos ensaios de sobreposição dupla (1).



Figura 46 - Esquema dos ensaios de sobreposição dupla (2).

$$F_{b,Rd} = k_1 \times \alpha_d \times f_{u,red} \times d \times t \quad (3.15)$$

$$f_{u,red} = 0,5f_{sy} + 0,6f_u \leq f_u \quad (3.16)$$

Por fim, a verificação da segurança do parafuso é realizada de acordo com a expressão (3.17) [19],

$$V_{parafuso} = 0,6 \times A_f \times f_{ub} \quad (3.17)$$

onde (i)  $V_{parafuso}$  é a resistência do parafuso; (ii)  $A_f$  é a área do fuste do parafuso; e (iii)  $f_{ub}$  é a tensão última do parafuso à tracção. Nestes cálculos foram utilizados os valores médios obtidos experimentalmente.

### 3.4.3 Procedimento experimental

Primeiramente, aparafusou-se o provete (de GFRP ou de aço inoxidável) às chapas de aço corrente, com um parafuso M8 da classe A2-70.

Em seguida, a peça foi colocada numa prensa da marca *INSTRON*, descrita em 3.3.2, e conferiu-se um aperto de 80 bar às garras. Este aperto teve como objectivo não provocar esmagamento no provete de GFRP e evitar o seu escorregamento durante o ensaio. Posto isto, iniciou-se o ensaio, em controlo de deslocamentos (com velocidade de 2 mm/min), até à rotura da ligação. Após a rotura, a peça constituída pelas duas chapas e pelo provete foi retirada do equipamento e analisou-se o tipo de rotura ocorrido (no parafuso ou no provete).

### 3.4.4 Resultados e discussão

#### 3.4.4.1 Tipologia DL-15

De acordo com as curvas força-deslocamento relativo dos ensaios de sobreposição dupla ilustrados na Figura 47, a resposta foi linear até à força máxima, quando se deu a rotura frágil do provete. Ainda assim, os provetes apresentaram um patamar de cerca de 34% da força de rotura, apesar de manterem uma tendência descendente. O modo de rotura foi por *shear-out* em todos os provetes, conforme se observa na Figura 48. Por outro lado, não se observou qualquer dano no GFRP fora da zona do furo. Apesar disto, o comportamento do provete DL-15-1 foi consideravelmente diferente ao da restante série, não se contabilizando os seus resultados pelo seu comportamento aparentemente anómalo.

Após a realização dos ensaios, determinou-se a rigidez da ligação ( $K$ ) para cada provete e foi feito um tratamento estatístico dos dados dos ensaios. Listam-se na Tabela 19 os principais valores desse tratamento estatístico, onde  $F_u$  e  $\delta_u$  representam a força última e o deslocamento associado a essa força, respectivamente. Esta notação foi considerada doravante.

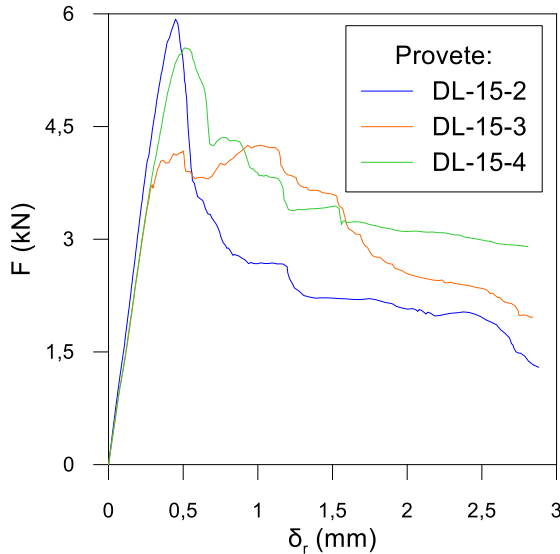


Figura 47 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-15.

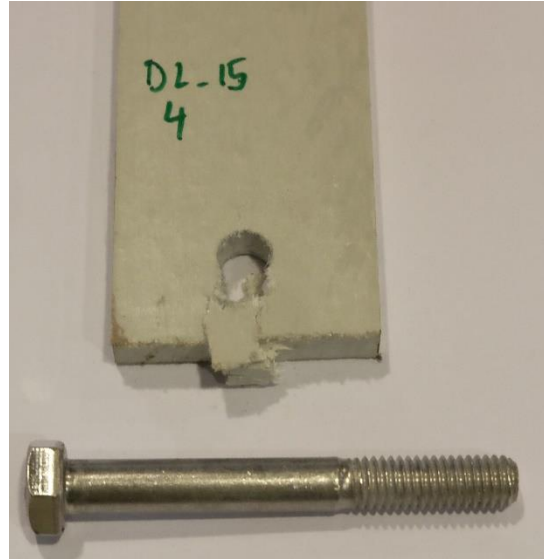


Figura 48 - Modo de ruptura por *shear-out* de um provete da série DL-15.

Tabela 19 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-15.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
<b>Média</b>	5,25	0,66	14229
<b>C. Var.</b>	16,9%	47,2%	8,97%

### 3.4.4.2 Tipologia DL-25

A análise das curvas força-deslocamento relativo (Figura 49) dos provetes da série DL-25 permitiu observar um comportamento linear até à ruptura, registrando-se um patamar de cerca de 40% da força de ruptura, apesar de se manter a tendência descendente. O modo de ruptura, representado na Figura 50, foi por *shear-out* em todos os provetes.

Os principais resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-25 encontram-se resumidos na Tabela 20.

Tabela 20 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-25.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
<b>Média</b>	10,9	0,76	16370
<b>C. Var.</b>	1,70%	7,07%	14,7%

### 3.4.4.3 Tipologia DL-35

As curvas força-deslocamento relativo da série DL-35 são apresentadas na Figura 51 e caracterizam-se por uma fase inicial com andamento linear elástico. Foi possível observar algum esmagamento no provete DL-35-1, visível nas curvas força-deslocamento nos pequenos picos de força registrados. Ainda assim, após

esta fase, deu-se a rotura por *shear-out*, registando-se uma queda abrupta da força. O modo de rotura do provete encontra-se ilustrado na Figura 52. A rotura do provete DL-35-3 foi por *shear-out*, embora se tenha dado em duas fases. Assim, criou-se uma superfície de corte numa face do provete e, em seguida, criou-se outra na face oposta do provete. As duas superfícies de rotura são representadas na Figura 53. Nos provetes DL-35-2 e DL-35-4 a rotura foi por *shear-out*, como é possível observar na Figura 54. Antes de se observar a rotura do provete, deu-se uma perda de linearidade bastante ténue.

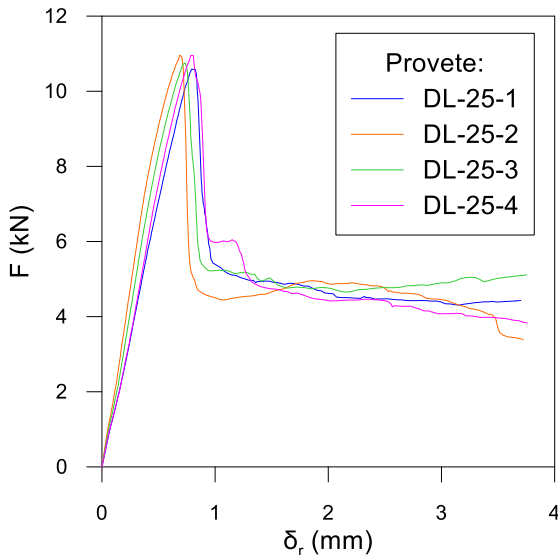


Figura 49 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-25.



Figura 50 - Modo de rotura por *shear-out* de um provete da série DL-25.

Os principais resultados do ensaio são resumidos na Tabela 21. A variação da força de rotura, com a variação do modo de rotura é clara e prendeu-se, possivelmente, com a proximidade da transição de modos de rotura, de acordo com a literatura (*cf.* expressões (3.13) e (3.14)).

Tabela 21 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-35.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
Média	12,3	0,89	20011
C. Var.	25,4%	15,7%	12,1%

#### 3.4.4.4 Tipologia DL-70

As curvas força-deslocamento relativo (Figura 55) caracterizam-se por um comportamento linear até próximo do início do esmagamento. Imediatamente antes desta fase, deu-se uma perda de linearidade, apesar de não ser visível nas curvas da Figura 55. O provete DL-70-3 não foi considerado por ter apresentado um comportamento claramente divergente dos restantes, tendo tal comportamento (aparentemente anómalo) sido associado a um eventual defeito neste provete. Assim, todos os provetes considerados apresentaram um comportamento idêntico até à primeira “cedência”, ou seja, até ao instante em que se inicia o esmagamento do material, visível nos sucessivos aumentos e perdas de carga. Registou-se esmagamento até ao momento em que se deu a rotura por *shear-out*, com a redução repentina de força. O modo de rotura encontra-se ilustrado nas Figuras 56 e 57, tendo sido verificado em todos os



provetes considerados. Durante o ensaio observou-se o parafuso a flectir, conforme se na representa Figura 58. Os resultados mais relevantes encontram-se listados na Tabela 22.

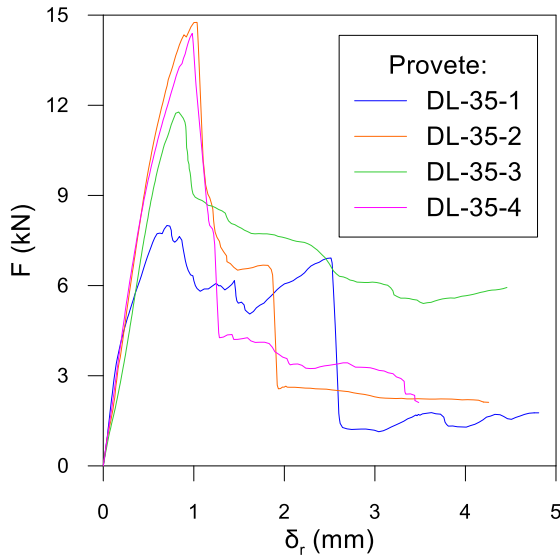


Figura 51 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-35.



Figura 52 - Modo de rotura por *shear-out* com esmagamento do provete 1 da série DL-35.



Figura 53 - Modo de rotura por *shear-out* com duas superfícies de rotura do provete 3 da série DL-35.



Figura 54 - Modo de rotura por *shear-out* dos provetes 2 e 4 da série DL-35.

Tabela 22 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-70.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
<b>Média</b>	16,8	18,22	17999
<b>C. Var.</b>	10,3%	27,3%	9,72%

#### 3.4.4.5 Tipologia DL-2P

De acordo com as curvas força-deslocamento relativo (Figura 59), é possível observar dois comportamentos distintos. Ainda assim, todos os provetes apresentam uma fase inicial linear elástica até um pico de força. Nos provetes DL-2P-1 e DL-2P-4 registou-se uma redução da força para um patamar de cerca de 55% da força de rotura. Por outro lado, os provetes DL-2P-2 e DL-2P-3 apresentaram vários picos de força com uma redução da força para valores de cerca de 20% da força de rotura. Nos provetes DL-2P-1

e DL-2P-4 observou-se rotura por *shear-out* (Figura 60), enquanto nos provetes 2 e 3 se observou algum esmagamento antes se dar a rotura por *shear-out* (Figura 61).

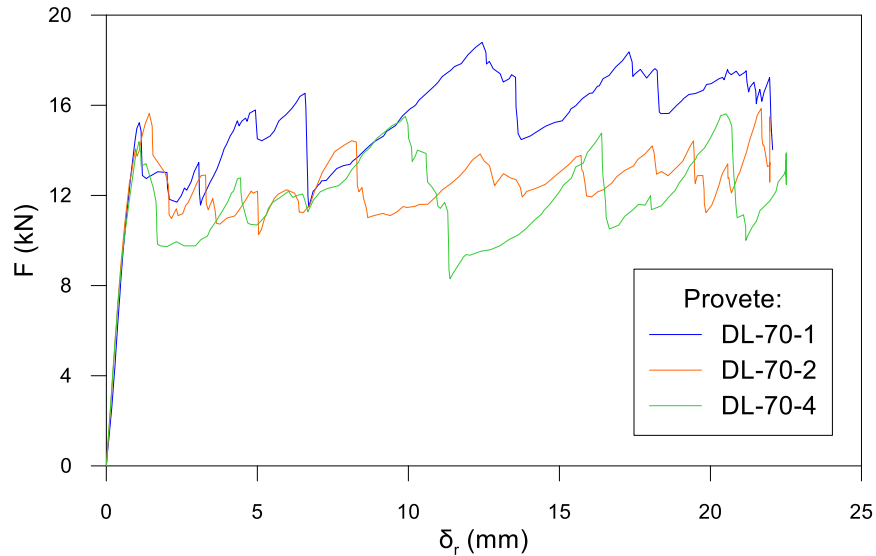


Figura 55 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-70.

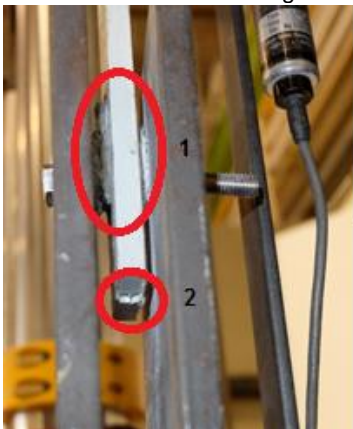


Figura 56 - Modo de rotura por esmagamento (1) e por *shear-out* (2) de um provete da série DL-70 (1).



Figura 57 - Modo de rotura por esmagamento (1) e por *shear-out* (2) de um provete da série DL-70 (2).

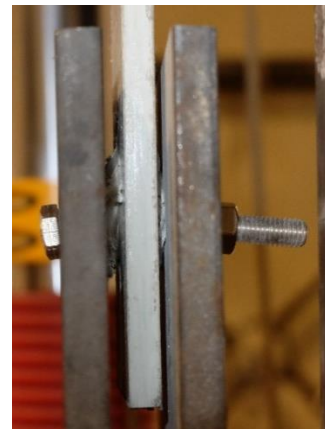


Figura 58 - Parafuso encurvado durante o ensaio de um provete da série DL-70.

Os resultados com maior destaque da série DL-2P são resumidos na Tabela 23. O facto de terem existido dois comportamentos distintos após o regime linear fez com que os coeficientes de variação de  $F_u$  e  $d_u$  fossem elevados.

Tabela 23 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-2P.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
<b>Média</b>	19,3	1,83	19690
<b>C. Var.</b>	23,0%	43,0%	9,75%

#### 3.4.4.6 Tipologia DL-A3

As curvas força-deslocamento relativo da série DL-A3 encontram-se ilustradas na Figura 62. Verificou-se um comportamento linear elástico num trecho curto, observando-se em seguida uma fase não linear com o aumento da força até à rotura com uma redução progressiva da rigidez. Nos provetes DL-A3-1 e DL-A3-3 a rotura deu-se por corte e flexão do parafuso (Figuras 63 e 64), enquanto nos provetes DL-A3-2 e DL-A3-4

se deu por esmagamento da chapa de aço (Figuras 65 e 66). O tratamento estatístico dos dados dos ensaios é apresentado na Tabela 24.

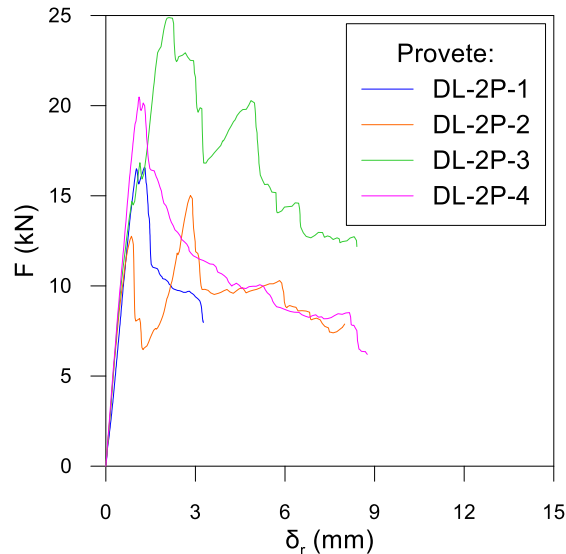


Figura 59 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-2P.



Figura 60 - Modo de rotura por *shear-out* de um provete da série DL-2P.

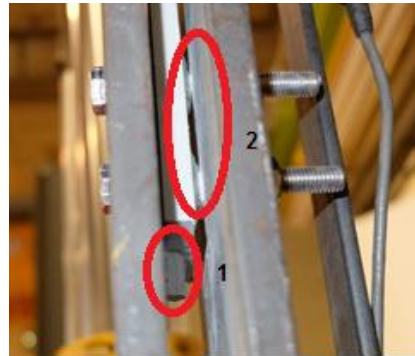


Figura 61 - Modo de rotura por *shear-out* (1) com esmagamento (2) de um provete da série DL-2P.

### 3.4.4.7 Tipologia DL-A8

De acordo com as curvas força-deslocamento relativo (Figura 67), o regime linear elástico deu-se para forças reduzidas, com o regime plástico a manifestar-se desde deslocamentos pouco pronunciados. A rotura deu-se, nos quatro provetes, por corte e flexão do parafuso, verificando-se um ligeiro alongamento e ovalização do furo, conforme se observa nas Figuras 68 e 69. O tratamento dos dados dos ensaios é listado na Tabela 25.

Tabela 24 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-A3.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
<b>Média</b>	34,4	18,7	23397
<b>C. Var.</b>	3,4%	5,0%	16,7%

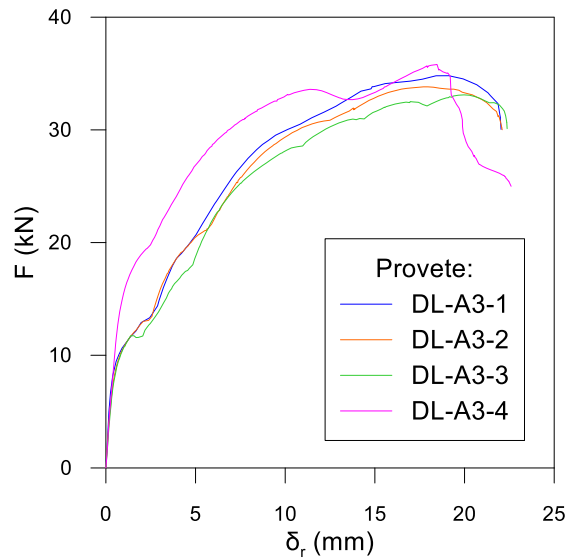


Figura 62 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-A3.

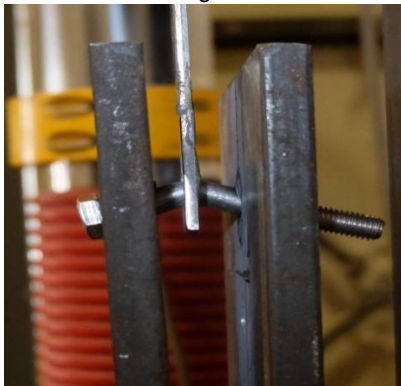


Figura 63 - Modo de ruptura por flexão e corte do parafuso de um provete da série DL-A3. (1)



Figura 64 - Modo de ruptura por flexão e corte do parafuso de um provete da série DL-A3. (2)

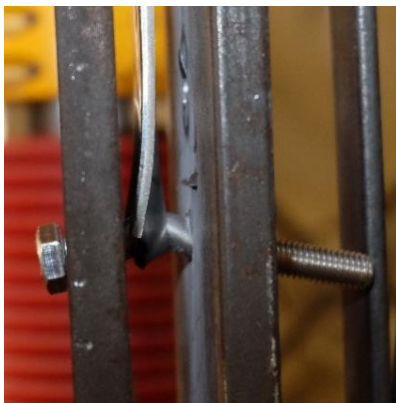


Figura 65 - Modo de ruptura por esmagamento da chapa de aço de um provete da série DL-A3. (1)



Figura 66 - Modo de ruptura por esmagamento da chapa de aço de um provete da série DL-A3. (2)

Tabela 25 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla da série DL-A8.

Parâmetro	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)
Média	43,9	6,39	30086
C. Var.	8,30%	18,9%	19,5%

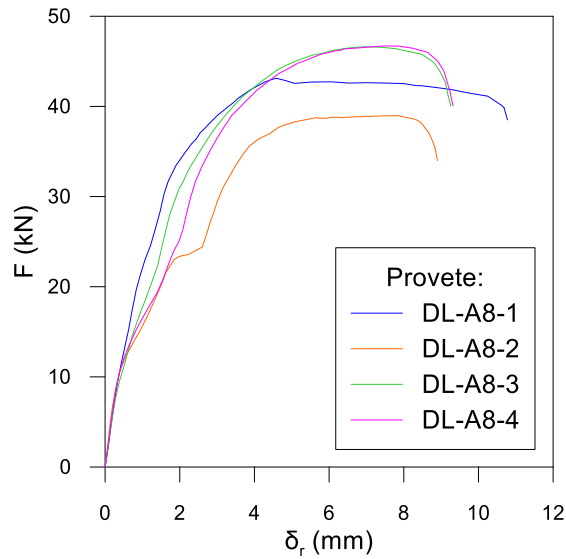


Figura 67 - Curvas força-deslocamento relativo da série DL-A8.

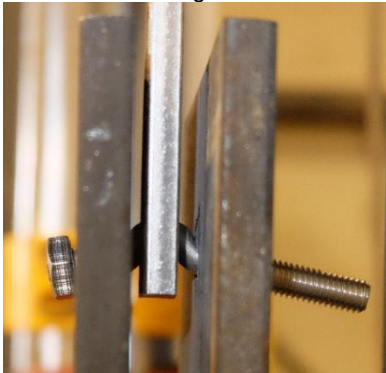


Figura 68 - Modo de rotura de um provete da série DL-A8. (1)



Figura 69 - Modo de rotura de um provete da série DL-A8. (2)

### 3.4.5 Análise Comparativa

Em 3.4.1 foram referidos os pressupostos para a definição das tipologias adoptadas nos ensaios de sobreposição dupla. Assim, neste sub-capítulo é feita uma análise comparativa aos resultados das diferentes disposições, tendo em conta as expressões já apresentadas para verificar a segurança de elementos de GFRP e de aço inoxidável aos diferentes modos de rotura.

Desta forma, apresentam-se nas Tabelas 26 e 27 os valores médios das grandezas determinadas nos ensaios referentes às diferentes tipologias, assim como a verificação de segurança do GFRP, do aço e do parafuso, determinados de acordo com as expressões (3.13) a (3.17).

Tabela 26 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla dos provetes de GFRP e verificação de segurança.

Tipologia	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)	$V_{so}$ (kN)	$V_{esmag}$ (kN)
DL-15	5,25	0,66	14229	5,24	17,15
DL-25	10,9	0,75	16370	10,1	17,29
DL-35	12,3	0,89	20011	14,9	17,25
DL-70	16,8	18,22	17999	31,6	17,21
DL-2P	19,3	1,83	19690	25,5	29,57

Tabela 27 - Resultados dos ensaios de sobreposição dupla dos provetes de aço inoxidável e verificação de segurança.

Tipologia	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K$ (kN/m)	$F_{b,Rd}$ (kN)	$V_{parafuso}$ (kN)
DL-A3	34,4	18,7	23397	22,3	
DL-A8	43,9	6,39	30086	59,6	42,2

Verificou-se que os valores previstos da carga resistente aos modos de rotura por *shear-out* e por esmagamento (do GFRP) apresentou uma concordância muito boa com o valor médio da carga de rotura das séries DL-15 e DL-70, respectivamente, sendo igualmente verificados os modos de rotura observados naquelas séries. Também a carga resistente ao modo de rotura por *shear-out* prevista para a série DL-25 foi próxima dos valores e modos de rotura obtidos experimentalmente. Por outro lado, a força de rotura experimental média registada na série DL-35 foi inferior à carga resistente ao esmagamento e à rotura por *shear-out*. De facto, os valores das cargas resistentes a estes dois modos de rotura são bastante próximos, traduzindo a proximidade de uma transição de modos de rotura.

Do ponto de vista da carga de rotura dos provetes de GFRP, a série DL-2P resistiu aos valores mais elevados (cerca de 3,7 vezes superiores à série DL-15). De acordo com o CNR [35], numa ligação metal-GFRP com dois parafusos a força total distribui-se na proporção de 58,3% no parafuso mais perto do bordo (parafuso exterior) e 41,7% no parafuso interior. Desta forma, o parafuso exterior é o mais condicionante e o valor médio da sua carga de rotura experimental é 11,3 kN, valor idêntico à carga de rotura por *shear-out* com o furo a 35 mm do bordo. Assim, as previsões teóricas coincidem com os resultados obtidos experimentalmente. Apesar de não ter registado o valor mais elevado, a série DL-70 resistiu a uma força de cerca de 87% da série DL-2P, com um deslocamento correspondente à força máxima média 10 vezes superior, ao permitir a acomodação de dano para explorar a pseudo-ductilidade da ligação. Por fim, registaram-se valores de rigidez crescentes com a distância ao bordo, com excepção para a série DL-70. A série DL-2P forneceu valores de rigidez da ordem de grandeza da série DL-70. Com isto, poder-se-á inferir que a rigidez aumenta até um patamar, onde estabiliza e se mantém aproximadamente constante.

Quanto aos provetes de aço, a série DL-A3 naturalmente resistiu a uma força inferior, apesar de o deslocamento de rotura médio ser cerca de 3 vezes superior à série DL-A8. Por outro lado, na série DL-A8 a rigidez foi superior em cerca de 34%. Verificou-se que a carga de rotura média da série DL-A8 foi muito idêntica à resistência do parafuso ao corte. Por outro lado, o valor resistente da chapa ao esmagamento foi superior à resistência do parafuso ao corte. Assim, o ensaio foi considerado válido, bem como o modo de rotura observado. Por outro lado, o valor médio da carga de rotura da série DL-A3 situou-se entre o valor da resistência ao esmagamento da chapa e o valor da resistência do parafuso ao corte. Isto deveu-se, possivelmente, ao facto de os deslocamentos serem de tal forma elevados que o modelo de distribuição de forças deixou de fazer sentido. Assim, observou-se não só o esmagamento da chapa, mas também a introdução de momento no parafuso, impossibilitando a comparação dos resultados obtidos experimentalmente com expressões do Eurocódigo.

Como era de esperar, o desempenho dos provetes de aço foi superior ao dos provetes de GFRP, quer em força de rotura, quer em rigidez. Ainda assim, o valor mais elevado de rigidez em provetes de GFRP foi

apenas 15% inferior ao valor de rigidez dos provetes da série DL-A3. Por outro lado, a força de rotura dos provetes de GFRP da série DL-70 foi cerca de 40% da força de rotura dos provetes da série DL-A8. Desta forma, é evidente o melhor desempenho da ligação aparafusada com provetes de aço inoxidável. Assim, a ligação entre perfis de GFRP poderá beneficiar de peças de aço inoxidável visto que, individualmente, estas apresentam melhores características. Esse estudo é apresentado na secção seguinte.

## 3.5 Ensaios de ligações viga-coluna

### 3.5.1 Séries experimentais e geometria dos provetes

Na última fase da campanha experimental, foram ensaiadas ligações viga-coluna à escala real. Nos ensaios consideraram-se troços de coluna e viga em GFRP, ambos com comprimentos de 900 mm. Os elementos foram ligados por uma chapa quinada (com a forma de uma cantoneira) em aço inoxidável (da classe AISI 304) e por parafusos M8 da classe A2-70. Definiram-se as seguintes quatro disposições: (i) BC-3-W-M; (ii) BC-3-F-M; (iii) BC-8-F-M; e (iv) BC-8-F2-M, sendo a primeira do tipo *web-cleated* (W) e as restantes do tipo *flange-cleated* (F). Na nomenclatura adoptada, M representa ensaio monotónico e o número (3 ou 8) representa a espessura da cantoneira utilizada. Por cada disposição, foram realizados dois ensaios.

A disposição BC-3-W-M consistiu numa ligação pela alma da viga, materializada com 3 parafusos na alma da viga e 6 parafusos no banzo da coluna. Nesta disposição, utilizou-se uma chapa quinada em L com as dimensões 30x3 mm<sup>2</sup>. Ilustra-se nas Figuras 70 e 71 uma chapa com as furações e as suas dimensões, assim como uma perspectiva da mesma.

Relativamente às disposições BC-3-F-M e BC-8-F-M, com espessuras de 3 mm e 8 mm, respectivamente, foram ensaiadas cantoneiras com 50 mm de lado. Estas cantoneiras, com dois parafusos, foram ligadas à coluna pelos banzos da viga. As Figuras 72 e 73 representam, respectivamente, as disposições BC-3-F-M e BC-8-F-M e uma perspectiva da cantoneira, onde varia apenas a espessura.

Por fim, a disposição BC-8-F2-M consistiu numa ligação com uma cantoneira com as dimensões 100x8 mm<sup>2</sup>, com quatro parafusos. À semelhança das disposições BC-3-F-M e BC-8-F-M, a ligação é feita pelos banzos da viga. A chapa utilizada nesta disposição é representada na Figura 74, enquanto na Figura 75 é apresentada uma perspectiva da mesma.

### 3.5.2 Esquema de ensaio e instrumentação

O esquema de ensaio é ilustrado na Figura 76. Os ensaios em ligações viga-coluna foram realizados num pórtico fechado, fixo à laje resistente do LERM. Considerou-se a coluna encastrada em ambas as extremidades, sendo o seu apoio materializado através de duas peças metálicas (onde os perfis foram encaixados) que, por sua vez, foram fixas ao pórtico através de uma chapa e parafusos metálicos. A coluna foi ainda pré-comprimida pelo aperto de um varão nervurado, ligado ao apoio. Foram também aplicadas guias cilíndricas de alumínio, fixas numa peça triangular rígida que, por sua vez, foi fixa à travessa inferior do pórtico. O objectivo destas guias foi impedir deslocamentos da viga para fora do plano do pórtico.

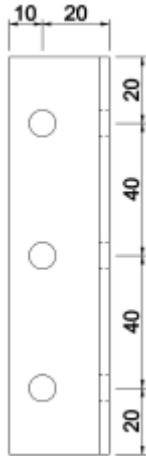


Figura 70 – Dimensões da cantoneira da tipologia BC-3-W-M.

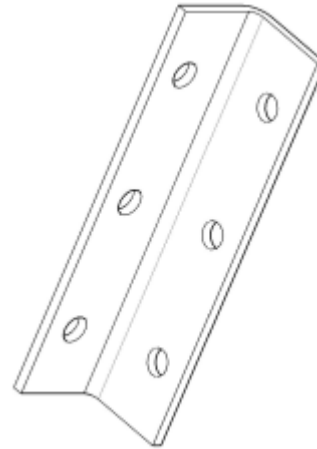


Figura 71 – Perspectiva da cantoneira da tipologia BC-3-W-M.

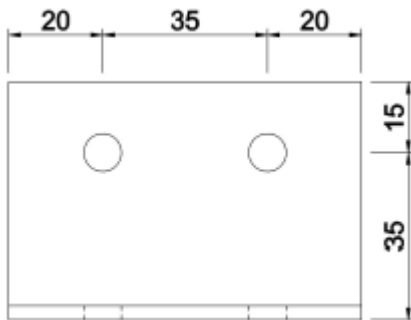


Figura 72 - Dimensões da cantoneira das tipologias BC-3-F-M e BC-8-F-M.

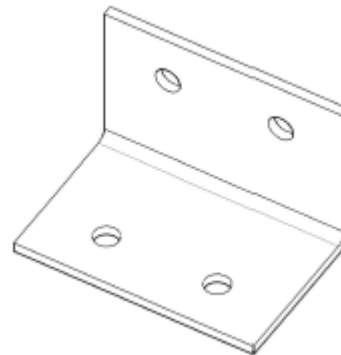


Figura 73 - Perspectiva da cantoneira das tipologias BC-3-F-M e BC-8-F-M.

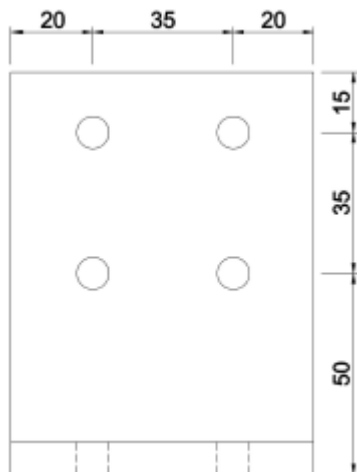


Figura 74 – Dimensões da cantoneira da tipologia BC-8-F2-M.

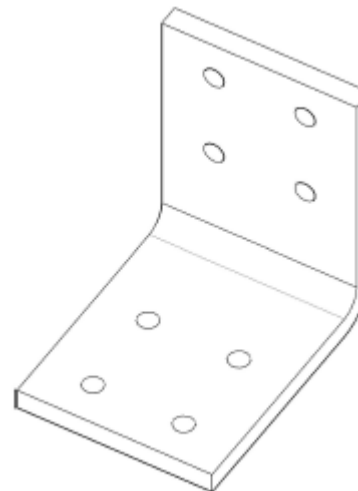


Figura 75 - Perspectiva da cantoneira da tipologia BC-8-F2-M.

A carga foi aplicada a uma distância de 580 mm da face da coluna, por um sistema fixo à travessa superior do pórtico. Esse sistema é composto por um actuador hidráulico, da marca *DARTEC*, com 400 mm de



curso e capacidade de carga de 250 kN à compressão e à tracção. Foram colocadas duas rótulas, ligadas por um eixo de aço e colocadas entre o actuador hidráulico e a célula de carga da marca *TML*, com capacidade de carga de 50 kN. Por baixo da célula de carga foi colocada uma chapa directamente sobre o banzo superior da viga para uniformizar as tensões aplicadas. A célula de carga e a chapa foram solidarizadas ao provete através da colocação de uma chapa no banzo inferior da viga ligada à rótula inferior através de dois varões roscados. A introdução das rótulas teve como objectivo tornar o eixo numa barra bi-articulada, deixando-a independente de quaisquer fenómenos de flexão que pudessem eventualmente ocorrer. Na extremidade inferior do perfil, foi colocada outra chapa, com as mesmas dimensões, ligada à primeira por dois varões nervurados. O aperto foi conferido à mão, para não impor demasiadas tensões iniciais à viga, não deixando folgas, apesar disso. O actuador hidráulico foi controlado por uma consola preparada para o efeito e recorrendo a um *software* desenvolvido em *LabView*. Antes de cada ensaio, o curso do actuador foi colocado a meio, ou seja, a 200 mm da posição inicial.

A medição de deformações e de rotações no nó fez-se com recurso a um deflectómetro de fio e a dois inclinómetros eléctricos, respectivamente. O deslocamento vertical foi medido imediatamente abaixo do ponto de aplicação da carga, com um deflectómetro de fio (D1) da marca *TML*, com 500 mm de curso, fixo à travessa inferior do pórtico. As rotações, tanto da viga, como da coluna, foram determinadas através de inclinómetros (I1 e I2, respectivamente), da marca *TML*, e com amplitude de leitura entre  $-10^\circ$  e  $10^\circ$ , colados a peças de fixação metálicas aparafusadas à alma da viga e da coluna.

A aquisição de dados foi feita a uma frequência de 10 Hz por uma unidade idêntica à descrita em 3.3.1 e os dados foram registados em computador.

### 3.5.3 Procedimento experimental

Em primeiro lugar, aparafusou-se a chapa quinada à coluna e à viga, aplicando-se 10 Nm de aperto. Só nesta fase se colocou o provete na posição de ensaio, tendo-se procurado garantir uma correcta colocação para que a carga fosse aplicada no plano da ligação. Seguidamente, foram colocados e apertados todos os varões e parafusos do esquema de ensaio, começando pelos parafusos das peças que fixam as extremidades da coluna, passando para os varões que conferem a pré-compressão da coluna. Por último, foram apertados os varões da peça que impõe o deslocamento, mantendo o provete na posição indicada.

Numa segunda fase, colocou-se toda a instrumentação de controlo do ensaio. Teve-se em atenção a correcta colocação da instrumentação, procurando minimizar erros de leitura. O ensaio decorreu em controlo de deslocamentos a uma velocidade de 0,25 mm/s e, após a sua realização, o provete foi desmontado para uma melhor análise dos modos de rotura observados. Utilizou-se como critério de paragem do ensaio o instante em que a força voltou a aumentar, após a rotura.

### 3.5.4 Resultados e discussão

Na análise dos ensaios, foi fundamental a definição do ponto de cedência do material. À semelhança de 2.4.3, recorreu-se à publicação do ECCS [75], definindo-se, mais uma vez, o ponto de cedência como na

Figura 19 (a). O cálculo da ductilidade foi feito com base na publicação de Jorissen e Fragiacomio [74], recorrendo à expressão (2.5), onde  $u$  representa os deslocamentos ( $\delta$ ).

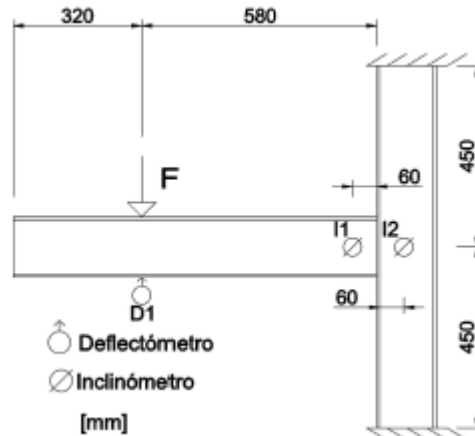


Figura 76 - Instrumentação dos ensaios de ligação viga-coluna.

### 3.5.4.1 Tipologia BC-3-W-M

Na Figura 77 ilustram-se as curvas força-deslocamento da série BC-3-W-M, onde se observa um comportamento inicial linear. O comportamento até à rotura foi idêntico nos dois provetes e, antes da rotura, registou-se uma redução gradual da rigidez. Por outro lado, após a rotura, o comportamento dos provetes divergiu. No provete BC-3-W-M1 registaram-se duas reduções de força pouco significativas, seguidas de aumentos ligeiros de força. Já no provete BC-3-W-M2 registou-se uma redução abrupta de força (cerca de 25%), ocorrendo em seguida uma redução a uma taxa bastante inferior. O modo de rotura dos provetes foi por tracção transversal da ligação banzo-alma da coluna (Figura 78), como era previsível (cf. 2.4.1.2). Na Figura 79 também se observa o arrancamento da manta exterior do banzo da coluna. A rotura é representada nas curvas da Figura 77 pelas reduções de força. Após a realização do ensaio, o provete foi desmontado e não foram observados quaisquer danos, nem nas cantoneiras de aço inoxidável, nem nos furos, quer do GFRP (Figura 80), quer da cantoneira.

Os resultados dos ensaios da tipologia BC-3-W-M são apresentados na Tabela 28, onde se resumem os valores de (i) força e momento máximos,  $F_u$  e  $M_u$ , respectivamente; (ii) deslocamento ( $\delta$ ) e rotação ( $\theta$ ) associados à força máxima; (iii) rigidez de translação ( $K_\delta$ ) e de rotação ( $K_\theta$ ); e (iv) coeficiente de ductilidade ( $C_d$ ).

Tabela 28 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-3-W-M.

Provete	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ (rad)	$K_\theta$ (kNm/rad)	$C_d$ (-)
BC-3-W-M1	0,703	10,2	85,0	0,408	0,018	29,5	0,346
BC-3-W-M2	0,778	8,89	114	0,451	0,014	43,4	0,218

### 3.5.4.2 Tipologia BC-3-F-M

Na tipologia BC-3-F-M foi notória a diferença de comportamento dos dois provetes, logo desde o início do ensaio. Assim, tendo em conta o comportamento dos restantes provetes (desta e de outras tipologias), assumiu-se o provete BC-3-F-M1 como anómalo, não tendo sido considerados os seus resultados, pelo

que na Figura 81 representa-se apenas a curva força-deslocamento do provete BC-3-F-M2. O provete registou um comportamento inicial linear num trecho relativamente curto da curva, reduzindo gradualmente a rigidez até à rotura. Após a rotura, observaram-se duas reduções pouco significativas de força, seguidas de aumentos pouco pronunciados. O modo de rotura do provete foi pela ligação banzo-alma, conforme é possível observar na Figura 82. Quanto às cantoneiras, observam-se na Figura 83 deformações relevantes da cantoneira superior, embora não se tenha observado qualquer dano nos furos. Os resultados do ensaio do provete BC-3-F-M2 são resumidos na Tabela 29.

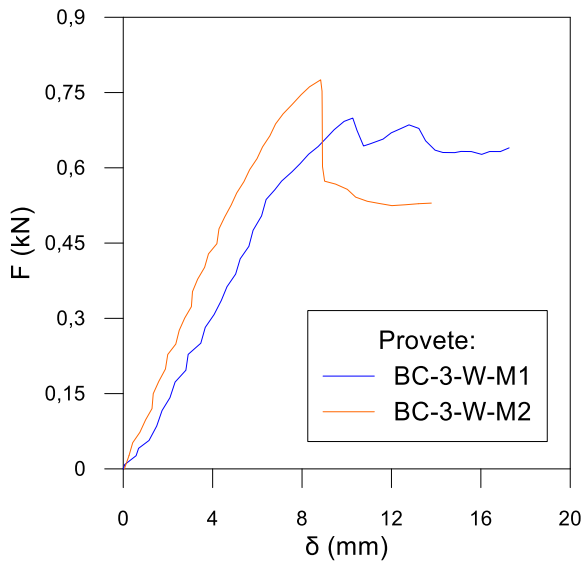


Figura 77 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC-3-W-M.

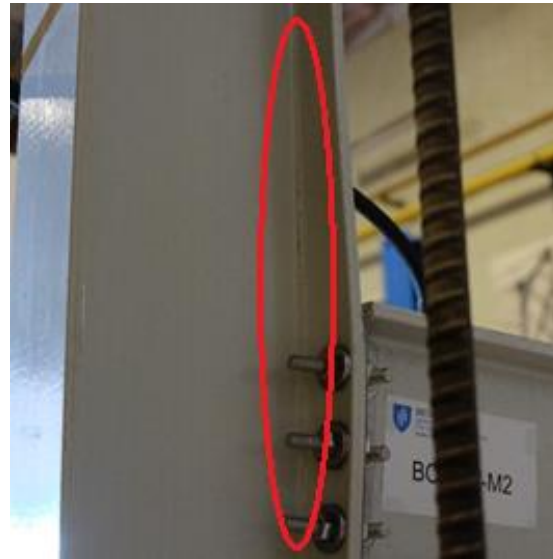


Figura 78 - Modo de rotura de um provete da série BC-3-W-M pela ligação banzo-alma da coluna.



Figura 79 - Arrancamento das mantas de um provete da série BC-3-W-M.



Figura 80 – Furos da coluna e da viga não danificados num provete da série BC-3-W-M.

Tabela 29 – Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-3-F-M.

Provete	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ (rad)	$K_\theta$ (kNm/rad)	$C_d$ (-)
<b>BC-3-F-M2</b>	1,08	14,6	110	0,629	0,027	37,0	0,723

### 3.5.4.3 Tipologia BC-8-F-M

O comportamento dos provetes da tipologia BC-8-F-M foi bastante idêntico ao da série BC-3-F-M, como se observa na Figura 84. De facto, registou-se em ambos os provetes um comportamento linear até próximo

da rotura, onde a rigidez diminuiu gradualmente. Após a rotura, a força (naturalmente) diminuiu, embora não de forma brusca. A rotura, que ocorreu novamente na ligação banzo-alma, como se ilustra nas Figuras 85 e 86, coincidiu com o máximo de força registado nas curvas da Figura 84. Não foi observado qualquer dano no aço inoxidável, nem nos furos, conforme é possível observar na Figura 87.

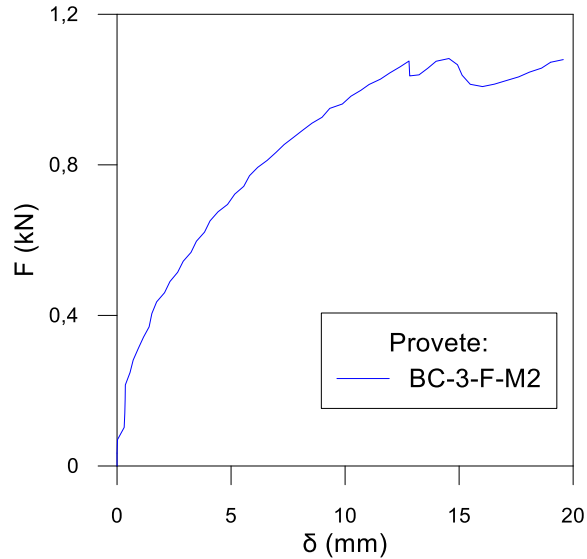


Figura 81 - Curva força-deslocamento do provete 2 da tipologia BC-3-F-M.



Figura 82 - Modo de rotura do provete 2 da série BC-3-F-M pela ligação banzo-alma da coluna.



Figura 83 - Deformação plástica da cantoneira superior no provete 2 da série BC-3-F-M.

Listam-se na Tabela 30 os valores dos ensaios de ligação do tipo BC-8-F-M.

Tabela 30 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-8-F-M.

Provete	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ (rad)	$K_\theta$ (kNm/rad)	$C_d$ (-)
<b>BC-8-F-M1</b>	1,65	10,5	205	0,957	0,018	68,4	0,496
<b>BC-8-F-M2</b>	2,10	10,1	222	1,22	0,018	69,2	0,264

#### 3.5.4.4 Tipologia BC-8-F2-M

Ilustram-se na Figura 88 as curvas força-deslocamento da tipologia BC-8-F2-M, onde se observa o comportamento linear inicial, idêntico nos dois provetes. Antes da rotura, deu-se uma perda gradual de rigidez, tendo este fenómeno sido mais pronunciado no provete BC-8-F2-M1. Após a rotura, o comportamento dos provetes foi diferente, com a força do provete BC-8-F2-M1 a reduzir progressivamente

até cerca de 30% do máximo registado. Por outro lado, no provete BC-8-F2-M2 não se registou uma redução significativa de força, que se manteve aproximadamente constante. O modo de rotura dos provetes foi, à semelhança das outras séries, pela ligação banzo-alma, conforme se ilustra na Figura 89. Observou-se também a rotura das mantas e o punçoamento do banzo, provocado pelos parafusos, fenómenos ilustrados na Figura 90.

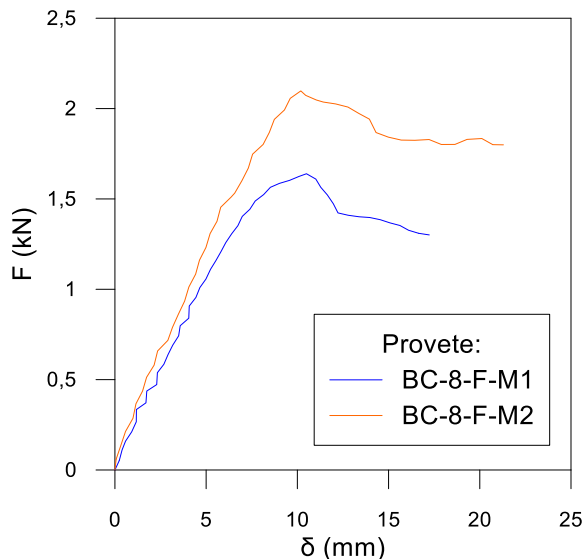


Figura 84 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC-8-F-M.



Figura 85 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F-M pela ligação banzo-alma da coluna (1).



Figura 86 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F-M pela ligação banzo-alma da coluna (2).

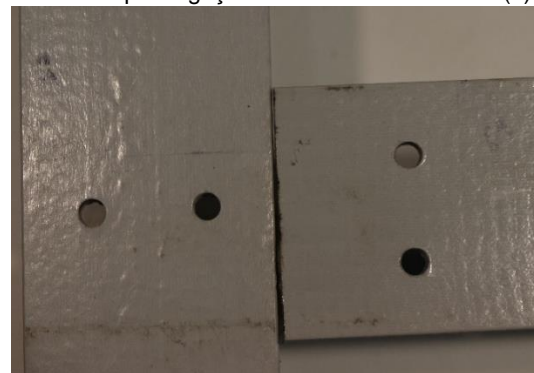


Figura 87 - Furos superiores da coluna e da viga não danificados num provete da série BC-8-F-M.

Na Tabela 31 resumem-se os principais valores do ensaio de ligação viga-coluna da série BC-8-F2-M.

Tabela 31 - Resultados dos ensaios de ligação viga-coluna da tipologia BC-8-F2-M.

Provete	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ (rad)	$K_\theta$ (kNm/rad)	$C_d$ (-)
BC-8-F2-M1	1,98	9,88	312	1,15	0,018	115	0,600
BC-8-F2-M2	1,34	8,71	313	0,778	0,016	107	0,534

### 3.5.5 Análise comparativa

Nesta secção é feita uma comparação do comportamento das quatro tipologias ensaiadas experimentalmente. Assim, apresenta-se na Tabela 32 um resumo dos valores médios das grandezas calculadas na análise dos ensaios de ligações viga-coluna para cada tipologia de ligação. Na Figura 91 ilustra-se a curva força-deslocamento de cada tipologia. É de salientar que, de uma forma geral, os

resultados obtidos foram inferiores ao que era esperado, no que à resistência e rigidez da ligação diz respeito.

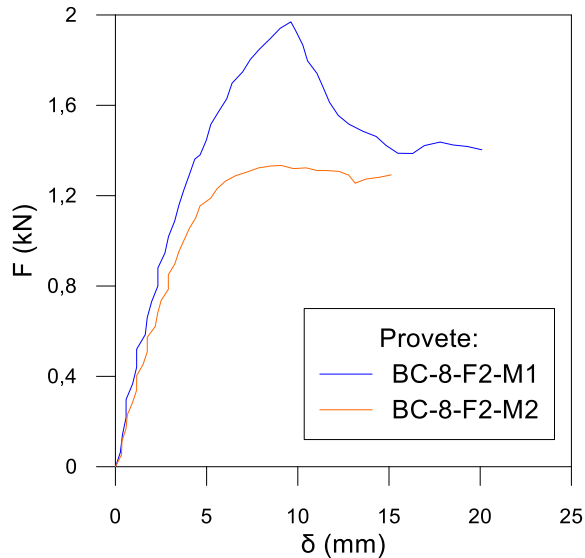


Figura 88 - Curvas força-deslocamento da tipologia BC 8-F2-M.



Figura 89 - Modo de rotura de um provete da série BC-8-F2-M pela ligação banzo-alma da coluna.



Figura 90 - Arrancamento das mantas e punçoamento do banzo da coluna num provete da série BC-8-F2-M.

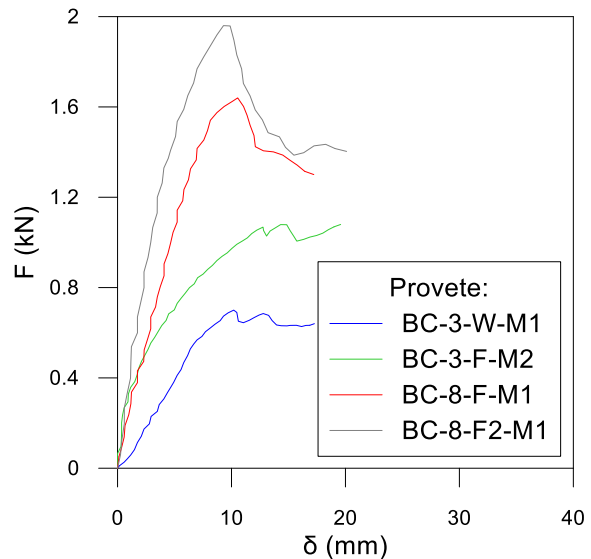


Figura 91 - Curvas força-deslocamento típicas de cada tipologia de ligação viga-coluna.

Registou-se uma diferença clara entre os resultados das diferentes tipologias, quer em termos de força e momento resistentes, quer em termos de rigidez. A força máxima da tipologia BC-3-W-M registou os valores mais reduzidos. A série BC-8-F-M registou os valores mais elevados, com a tipologia BC-8-F2-M a registar valores ligeiramente inferiores. Por outro lado, as diferenças na rigidez foram mais claras. As séries BC-8-F-M e BC-8-F2-M registaram valores na ordem dos 210 kN/m e 300 kN/m, respectivamente, para a rigidez de translação, enquanto a rigidez de rotação foi da ordem dos 70 kNm/rad e 110 kNm/rad, respectivamente. O provete BC-3-F-M2 apresentou valores de rigidez inferiores aos dos provetes com cantoneiras de 8 mm, assim como a tipologia BC-3-W-M, que registou os valores mais reduzidos, apesar

de a diferença para o provete BC-3-F-M2 ser pouco significativa. Ainda assim, o referido provete foi o único onde se observou uma deformação considerável da cantoneira superior.

Tabela 32 – Resultados médios dos ensaios de ligações viga-coluna para cada tipologia de ligação.

Tipologia	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)	$M_u$ (kNm)	$\theta_u$ (rad)	$K_\theta$ (kNm/rad)	$C_d$ (–)
<b>BC-3-W-M</b>	0,74	9,56	99,5	0,430	0,016	36,4	0,282
<b>BC-3-F-M</b>	1,08	14,6	110	0,629	0,027	37,0	0,724
<b>BC-8-F-M</b>	1,87	10,3	214	1,09	0,018	68,8	0,380
<b>BC-8-F2-M</b>	1,66	9,30	313	0,964	0,017	111	0,567

Entre as séries BC-8-F-M e BC-8-F2-M não se registou uma grande diferença de força máxima. Apesar disto, conforme referido, quer a rigidez de translação, quer a rigidez de rotação são bastante superiores (cerca de 30% e 40%, respectivamente) na tipologia BC-8-F2-M. Com isto, conclui-se que aumentar o número de parafusos não aumenta a resistência da ligação para este modo de rotura, apesar de a força se distribuir pelos vários parafusos. O aumento de rigidez pode estar relacionado com o facto de a área de contacto entre a cantoneira e os perfis ser maior, uma vez que as cantoneiras têm dimensões diferentes.

Recorreu-se às expressões (3.18) e (3.19) do Eurocódigo 3 [54] para classificar as ligações de acordo com a rigidez de rotação, apesar de estas expressões terem sido desenvolvidas para ligações em estruturas metálicas. Nas referidas expressões,  $S_{j,ini}$  representa a rigidez da ligação,  $k_b$  é um parâmetro que varia consoante o grau de contraventamento da estrutura,  $(E \times I)_b$  é a rigidez de rotação da secção da viga, com o valor de 320 kNm<sup>2</sup>, determinado pela expressão (3.20) e  $L_b$  é o vão da viga. O referido regulamento prevê a adopção dos valores 8 (nos casos em que o sistema de contraventamento impeça os deslocamentos horizontais em pelo menos 80%) ou 25 (para os restantes casos) para o parâmetro  $k_b$ , tendo-se considerado o segundo valor. A expressão (3.20) tem em conta o módulo de elasticidade à tracção ( $E_{t,L}$  - determinado em 3.3.2), a inércia da viga ( $I$ ) e a parcela de Lagrange-Steiner ( $A \times d_{cg}^2$ ). O índice  $i$  representa a alma e os banzos da viga. Posto isto, assumiu-se uma viga com um vão de 2,88 m, tal como Martins *et al.* [55], no projecto da unidade habitacional modular representada na Figura 6. Assim, para valores de rigidez inferiores a 55,6 kNm/rad as ligações são classificadas como articuladas. Por outro lado, para valores de rigidez superiores a 2779 kNm/rad, a ligação é classificada como rígida. Desta forma, todas as ligações testadas com cantoneiras de 3 mm de espessura são classificadas como articuladas, confirmando a sua reduzida rigidez. Por outro lado, as tipologias com cantoneiras de 8 mm de espessura situam-se no intervalo semi-rígido, apesar de se situarem consideravelmente mais perto do limite da ligação articulada.

Globalmente, os resultados obtidos mostram que as ligações testadas deverão sofrer melhorias, que passarão por reforçar a ligação ou até mesmo alterar a arquitectura de fibras na zona da junção banzo-alma. Duas possíveis hipóteses de reforço seriam (i) a utilização de varões roscados a unir os dois banzos da coluna, com uma chapa de reforço no banzo oposto; e (ii) o reforço da ligação banzo-alma com cantoneiras aparafusadas ou coladas. Por outro lado, a alteração da arquitectura de fibras deverá passar pela utilização de mantas com continuidade da alma para os banzos, tornando a ligação mais resistente. De facto, o reduzido desempenho das ligações testadas deveu-se sobretudo a esta fragilidade.

Mosallam [92] estudou a influência da resistência da ligação banzo-alma em perfis com diferentes dimensões, tendo concluído que esta zona, por ser rica em resina, apresenta uma resistência inferior.

$$S_{j,ini} = k_b \times \frac{(E \times I)_b}{L_b} \quad (3.18)$$

$$S_{j,ini} = 0,5 \times \frac{(E \times I)_b}{L_b} \quad (3.19)$$

$$(E \times I)_b = \sum_i (E_{t,L} \times I)_i + \sum_i (E_{t,L} \times A \times d_{cg}^2)_i \quad (3.20)$$

Na fase inicial de desenvolvimento desta dissertação, previu-se determinar a ductilidade das ligações (2.4.3). Esse cálculo foi feito, ainda que com grande incerteza. Em geral, após a rotura não se verificou uma redução de força significativa, não correspondendo, por isso, ao mecanismo de rotura da ligação. Ainda assim, o provete BC-3-F-M1 registou o valor mais elevado, com uma diferença significativa para a tipologia BC-8-F2-M. A ligação menos dúctil foi a BC-3-W-M, registando menos de metade do valor de BC-3-F-M1.

### 3.6 Considerações finais

Neste capítulo apresentou-se uma vasta campanha experimental, em que se caracterizaram as propriedades dos materiais GFRP e aço inoxidável e se estudou o comportamento de ligações entre chapas por sobreposição e de ligações viga-coluna.

Dos resultados obtidos, conclui-se que o aumento do número de parafusos destas ligações não se traduz num aumento linear de resistência, possivelmente devido à rotura prematura da ligação banzo-alma do perfil da coluna. Apesar de, tanto nos ensaios por sobreposição, como nos ensaios de viga-coluna, a resistência da ligação com mais parafusos ter sido a mais elevada, observou-se um aumento de resistência pouco significativo. Por outro lado, a rigidez destas tipologias manteve a mesma ordem de grandeza nos ensaios por sobreposição, enquanto nos ensaios de ligações viga-coluna, registou um aumento considerável. Tal diferença acentua a complexidade da ligação viga-coluna e dos múltiplos mecanismos e folgas que regem o comportamento das mesmas [55].

Concluiu-se também que a geometria da ligação é um parâmetro com bastante influência no seu desempenho, quer nos ensaios de sobreposição, quer nos ensaios de viga-coluna. De facto, a posição dos parafusos e a espessura das cantoneiras influenciou significativamente a força resistente, a rigidez em regime linear e o modo de rotura.

Contudo, nas diferentes tipologias de ligação-viga-coluna ensaiadas não se obtiveram os resultados pretendidos, tendo a sua resistência sido muito limitada pela resistência à tracção transversal e ao corte da ligação banzo-alma da coluna. Deste modo, a melhoria do comportamento deste tipo de ligações envolverá necessariamente (i) a reformulação da geometria da ligação, reforçando-a, ou (ii) a alteração da arquitectura de fibras na zona da ligação banzo-alma, por exemplo, dando continuidade às mantas da alma para os banzos.



## 4 Modelação Numérica

### 4.1 Considerações iniciais

Neste capítulo é apresentado o estudo numérico em que foram desenvolvidos modelos de elementos finitos para simular a ligação por sobreposição dupla e o comportamento monotónico das ligações viga-coluna aparafusadas. Estes modelos são baseados na campanha experimental e são realizados com o *software* comercial Abaqus [93].

Desta forma, numa primeira fase, é feita uma descrição dos modelos, abordando as várias hipóteses consideradas. Em seguida, faz-se a discussão dos resultados numéricos obtidos, confrontando-os com os obtidos na campanha experimental. Esta comparação é feita a três níveis: (i) resistência da ligação; (ii) rigidez da ligação; e (iii) modos de rotura.

### 4.2 Descrição dos modelos

#### 4.2.1 Geometria, malha e discretização

Foram modeladas as sete tipologias de ligação por sobreposição dupla (DL-15, DL-25, DL-35, DL-70, DL-2P, DL-A3 e DL-A8) e as quatro tipologias de ligação viga-coluna (BC-3-W-M, BC-3-F-M, BC-8-F-M e BC-8-F2-M), cujas geometrias foram descritas, respectivamente, em 3.4.1 e em 3.5.1.

Os elementos de GFRP foram modelados como elementos de casca (*Continuum Shell*, SC8R), com 8 mm de espessura e de acordo com a regra de Simpson, com 3 pontos de integração na espessura. As peças de aço inoxidável, foram modeladas como sólidos homogéneos tridimensionais: C3D8 (elementos cúbicos - com 8 nós) nas chapas e nos provetes das ligações por sobreposição, nos parafusos, porcas e anilhas; e C3D4 (elementos tetraédricos - com 4 nós) nas chapas quinadas. Nestes elementos, cada nó apresentou 3 graus de liberdade por translação.

Com o intuito de tornar o modelo menos pesado computacionalmente, considerou-se o parafuso, a porca, a contra-porca e as anilhas numa peça única. Para além disto, no caso das ligações viga-coluna teve-se em conta a simetria da ligação, sendo apenas modelada metade da mesma, prestando especial atenção ao plano que define a simetria na definição das condições de fronteira. Os furos foram modelados sem nenhuma folga, não se considerando qualquer pré-esforço nos mesmos, procurando obter resultados conservativos.

#### 4.2.2 Condições de fronteira e carregamento

Na definição das condições de fronteira dos modelos numéricos, tentou-se que estas fossem idênticas às condições de fronteira dos ensaios experimentais. Desta forma, no caso das ligações por sobreposição, encastraram-se as peças de aço e aplicou-se o carregamento, na forma de um deslocamento, na extremidade oposta, ou seja, no provete. Por outro lado, nas ligações viga-coluna, encastraram-se as extremidades da coluna e impediram-se os deslocamentos para fora do plano na extremidade da viga. Nos elementos coincidentes com o plano de simetria, definiu-se um encastramento deslizante, para que a simplificação fosse válida. Quanto ao carregamento, impôs-se um deslocamento vertical descendente de 200 mm, aproximadamente metade do

curso do macaco hidráulico, aplicado a 580 mm da extremidade do banzo da coluna. A aplicação do deslocamento foi feita numa peça metálica para que se desse uma melhor distribuição de tensões, evitando rotura do GFRP no ponto de aplicação do deslocamento. A título de exemplo, ilustra-se na Figura 92 as condições de fronteira e o carregamento nos modelos das ligações por sobreposição (Figura 92 (a)) e das ligações viga-coluna (Figura 92 (b)), onde (i) 1 é um encastramento; (ii) 2 é a aplicação do deslocamento; (iii) 3 representa os deslocamentos impedidos para fora do plano; e (iv) 4 é a simplificação de simetria.

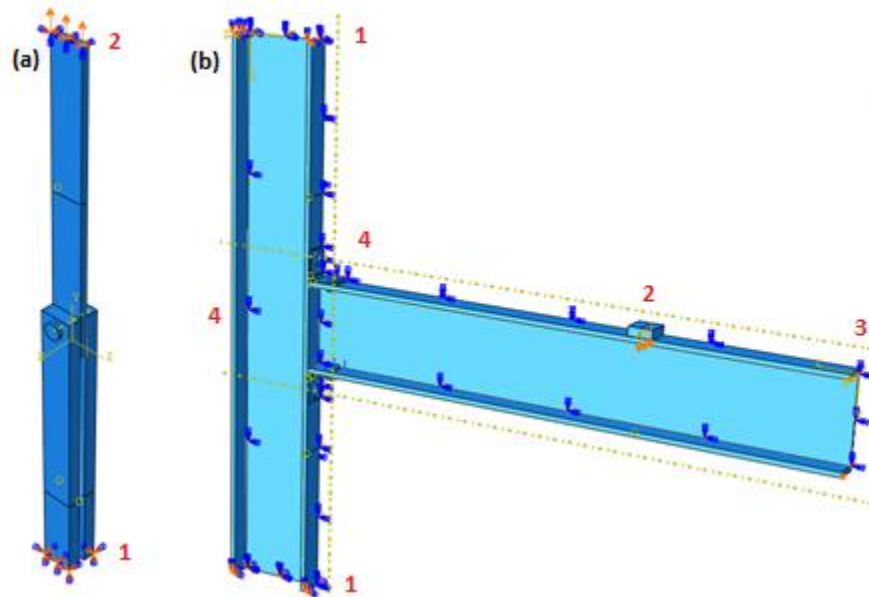


Figura 92 - Condições de fronteira e de carregamento dos modelos. (a) ligação por sobreposição; (b) ligação viga-coluna.

### 4.2.3 Formulação de contacto e atrito

O contacto e o atrito entre os diversos elementos do modelo foram formulados de diversas formas, variando a modelação com o tipo de elemento em questão. Assim, nos banzos, quer da viga, quer da coluna, foi criada uma *Particion Cell*, definindo o contacto como *tie*, não permitindo qualquer deslocamento relativo entre o banzo e a alma. Também a peça onde se aplicou o deslocamento foi ligada ao banzo da viga através de um contacto do tipo *tie*. Entre elementos de GFRP o contacto foi formulado como “*Hard*” *Contact*, sendo esta definição um contacto com rigidez elevada. À semelhança das superfícies GFRP-GFRP, todas as interfaces cantoneira-GFRP foram definidas como “*Hard*” *Contact*, assim como as interfaces GFRP-anilha e anilha-cantoneira. Por sua vez, as superfícies em contacto com o fuste do parafuso (quer nas ligações por sobreposição, quer nas ligações viga-coluna) foram definidas, não só como “*Hard*” *Contact*, mas também com comportamento tangencial com atrito (*Penalty*), adoptando um coeficiente de atrito de 0,2. No caso das ligações por sobreposição, não se definiu qualquer contacto na superfície GFRP-aço uma vez que nos ensaios experimentais existiu uma folga entre as chapas e o provete.

Quanto ao método de discretização do contacto, foi aplicado em todos os casos o método *surface-to-surface* com a opção *finite sliding*. Este método implica a aplicação de algoritmos do tipo *master-slave*, com a superfície definida como *slave* a ser a mais discretizada das duas.

## 4.2.4 Tipo de análise

A análise foi executada de acordo com um modelo estático implícito, fisicamente não-linear e geometricamente linear, com progressão de dano, recorrendo ao critério de rotura de Hashin e, simultaneamente, com um critério de degradação contínua por energias de fractura do GFRP, descritas na Tabela 33, adaptadas de El-Hajjar e Haj-Ali [94]. Definiu-se um aumento incremental do deslocamento, com um incremento inicial de 1% e incrementos mínimos e máximos de respectivamente,  $10^{-13}$  % e 100%. Quanto ao número máximo de iterações, adoptou-se o valor de  $10^5$ . Toda a análise foi realizada em concordância com o método de Newton-Raphson.

Tabela 33 - Energias de fractura do GFRP consideradas [94].

$G_{f,T}$ (N/mm)	$G_{f,C}$ (N/mm)	$G_{m,T}$ (N/mm)	$G_{m,C}$ (N/mm)
23,7	23,7	8,90	8,90

## 4.3 Ligações por sobreposição dupla

### 4.3.1 Propriedades mecânicas dos materiais

Uma vez que se pretendeu simular a rotura das ligações, a correcta definição das propriedades plásticas do aço e a propagação de dano do GFRP foram fundamentais. Para além das energias de fractura, foi também necessário definir as propriedades elásticas e resistentes do GFRP.

A direcção de pultrusão do GFRP é a direcção longitudinal das chapas, tendo sido associada à direcção 1. Sendo um material ortotrópico, as direcções perpendiculares às paredes destes elementos foram definidas como as direcções 2 e 3. Desta forma, apresentam-se na Tabela 34 as propriedades elásticas do GFRP, onde (i)  $E_{11}$  e  $E_{22}$  são os módulos de elasticidade nas direcções longitudinal e transversal, respectivamente; (ii)  $\nu_{12}$  é o coeficiente de Poisson; e (iii)  $G_{ij}$  são os módulos de distorção. Por sua vez, definem-se na Tabela 35 as tensões resistentes do GFRP ( $f$ ), nas direcções longitudinal (1) e transversal (2), à compressão (C), à tracção (T) e ao corte (S). Nas referidas tabelas, foram adoptados os valores correspondentes às chapas de 40 mm (3.3.7).

Tabela 34 - Propriedades elásticas das chapas de GFRP.

$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (GPa)	$\nu_{12}$ (-)	$G_{12}$ (GPa)	$G_{13}$ (GPa)	$G_{23}$ (GPa)
32,1	3,68	0,28	2,65	2,40	2,40

Tabela 35 - Tensões resistentes das chapas de GFRP.

$f_{1,T}$ (MPa)	$f_{1,C}$ (MPa)	$f_{2,T}$ (MPa)	$f_{2,C}$ (MPa)	$f_{1,S}$ (MPa)	$f_{2,S}$ (MPa)
367	318	29,0	53,3	32,4	27,1

No caso das restantes peças (de aço inoxidável), foram adoptados os valores da literatura por não se terem conseguido obter resultados na campanha experimental (3.3.6) coerentes com o tipo de material. Assim, a relação constitutiva do material foi definida de acordo com Rasmussen [95], pela expressão (4.1), onde (i)  $\varepsilon_{0,2}$  e  $\sigma_{0,2}$  representam, respectivamente a extensão e a tensão característica para um intervalo de confiança de 99,8%; (ii)  $E_{0,2}$  representa o declive à curva  $\sigma$ - $\delta$  no ponto de coordenadas  $(\varepsilon_{0,2}; \sigma_{0,2})$ ; (iii)  $E_0$  representa o módulo de elasticidade em regime linear; (iv)  $m$  e  $n$  são parâmetros determinados experimentalmente, tendo sido considerados os valores 2,7 e 5,33, respectivamente; e (v)  $\varepsilon_u$  é a extensão última. Para além disto, teve-se em

conta o fenómeno *true stress-true strain*, brevemente descrito em [96], cujas expressões são dadas por (4.2) e (4.3), onde (i)  $\varepsilon_{TS}$  e  $\sigma_{TS}$  são as extensões e tensões de acordo com o fenómeno, respectivamente; e (ii)  $\varepsilon_E$  e  $\sigma_E$  representam as extensões e tensões de engenharia. Assim, na Tabela 36 listam-se as propriedades elasto-plásticas adoptadas para os provetes de aço inoxidável.

$$\varepsilon = \begin{cases} \frac{\sigma}{E} + 0,002 \left( \frac{\sigma}{\sigma_{0,2}} \right)^n, & \sigma \leq \sigma_{0,2} \\ \frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{E_{0,2}} + \varepsilon_u \left( \frac{\sigma - \sigma_{0,2}}{\sigma_u - \sigma_{0,2}} \right)^m + \varepsilon_{0,2}, & \sigma > \sigma_{0,2}, \end{cases} \quad (4.1)$$

$$\varepsilon_{TS} = \ln(\varepsilon_E + 1) \quad (4.2)$$

$$\sigma_{TS} = \sigma_E \times e^{\varepsilon_{TS}} \quad (4.3)$$

Tabela 36 - Propriedades elasto-plásticas dos provetes de aço inoxidável.

$E$ (GPa)	$\nu$ (-)	$\sigma_y$ (MPa)	$\varepsilon_y \times 10^{-5}$ (m/m)	$\sigma_u$ (MPa)	$\varepsilon_u$ (m/m)
195	0,30	190	4,74	1058	0,510

## 4.3.2 Resultados e discussão

### 4.3.2.1 Tipologia DL-15

As curvas força-deslocamento da ligação DL-15 são ilustradas na Figura 93, onde se observa um comportamento linear até à rotura na curva do modelo numérico. Após a rotura, deu-se uma redução brusca de força até valores bastante reduzidos, ao contrário dos provetes ensaiados experimentalmente, cujo patamar de força foi superior. A diminuição de carga esteve associada a um modo de rotura por *shear-out*, conforme se ilustra na Figura 94, onde se representa o dano. Apresentam-se na Tabela 37 os resultados numéricos, nomeadamente os valores da força última ( $F_u$ ), do deslocamento último ( $\delta_u$ ) e da rigidez de translação da ligação ( $K_\delta$ ). Verificou-se que a força de rotura deste modelo é superior a todos os provetes testados experimentalmente. Também a rigidez é superior em cerca de 163%.

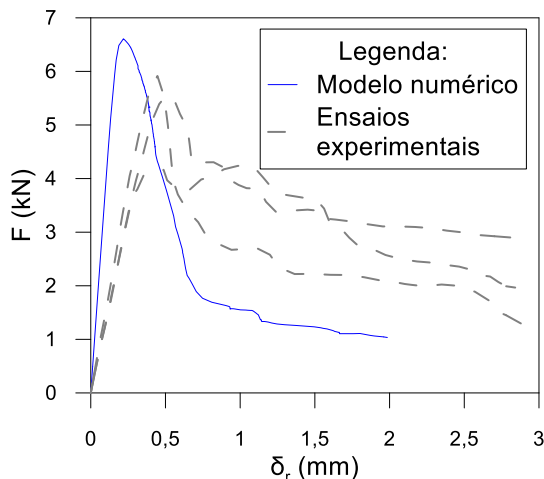


Figura 93 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-15.

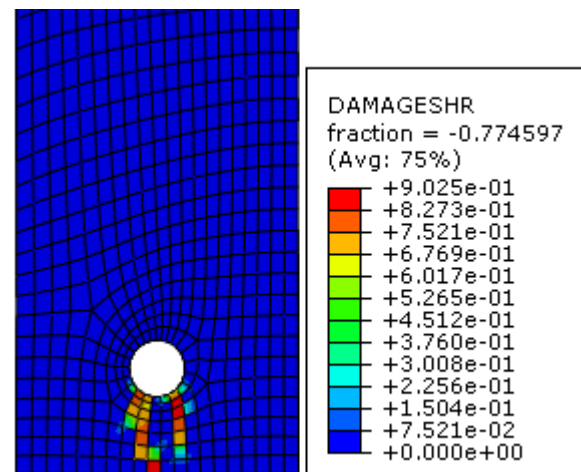


Figura 94 - Modo de rotura por *shear-out* do modelo da ligação DL-15.

Tabela 37 - Resultados do modelo da ligação DL-15.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
6,61	0,218	37522

#### 4.3.2.2 Tipologia DL-25

Ilustra-se na Figura 95 a curva força-deslocamento da ligação DL-25, juntamente com as curvas experimentais. O comportamento do modelo numérico caracterizou-se por um trecho inicial linear até à rotura. Após ultrapassar o ponto de força máxima, deu-se uma diminuição de força abrupta, com rotura por *shear-out* (Figura 96). Quando se deu a rotura, não se registou qualquer nível de força residual significativo, ao contrário dos provetes ensaiados experimentalmente. Na Tabela 38 listam-se os resultados numéricos da ligação DL-25. Mais uma vez, registou-se uma diferença elevada entre o valor da rigidez obtido experimentalmente e numericamente, sendo essa diferença de cerca de 154%.

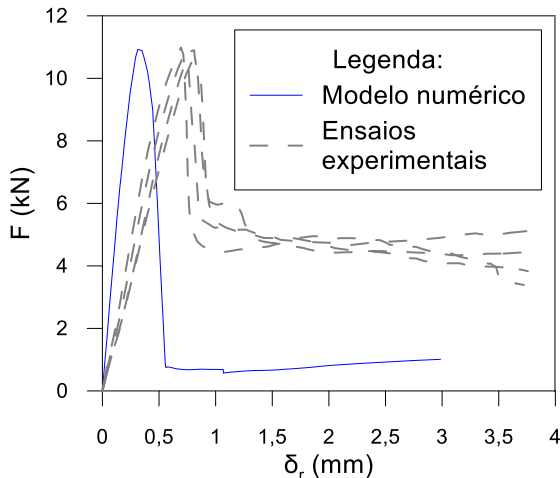


Figura 95 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-25.

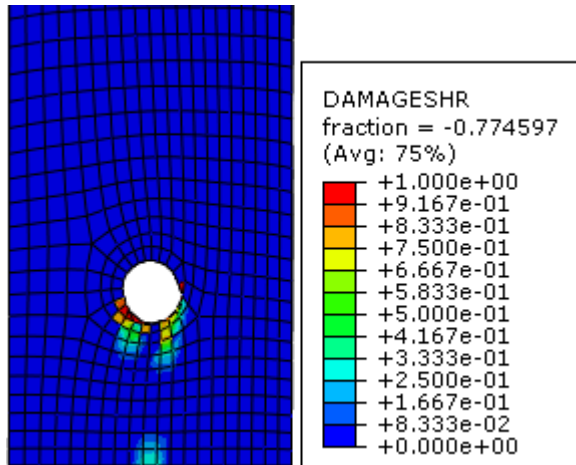


Figura 96 - Modo de rotura por *shear-out* do modelo da ligação DL-25.

Tabela 38 - Resultados do modelo da ligação DL-25.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
10,9	0,314	41570

#### 4.3.2.3 Tipologia DL-35

As curvas força-deslocamento da ligação DL-35 (experimentais e numérica) encontram-se ilustradas na Figura 97, onde se observa o seu comportamento linear. Ao contrário dos ensaios experimentais, a perda de linearidade imediatamente antes da rotura não foi tão evidente. Por outro lado, não se verificou a existência de força residual após a rotura, observada nos resultados experimentais. O modo de rotura foi por *shear-out* (Figura 98), diferenciando-se ligeiramente dos resultados experimentais. De facto, experimentalmente, observou-se algum esmagamento, tendo-se verificado uma redução mais gradual da força. São listados na Tabela 39 os valores decorrentes do estudo numérico da ligação. Quanto à rigidez, a diferença entre o modelo numérico e os ensaios experimentais foi de cerca de 113%.

#### 4.3.2.4 Tipologia DL-70

Os resultados obtidos na campanha numérica para a série DL-70, ilustrados através da curva força-deslocamento representada na Figura 99, apresentam diferenças muito significativas face aos resultados obtidos experimentalmente, ilustrados na mesma figura. Apesar de se registar um comportamento linear até ao

início do esmagamento e a força associada à primeira rotura não variar muito, tanto a rigidez como o modo de rotura diferem consideravelmente. De facto, de acordo com os resultados do modelo apresentados na Tabela 40, a rigidez varia cerca de 97%. Por outro lado, o modo de rotura observado foi por corte (Figura 100), contrastando com o modo de rotura por esmagamento observado na campanha experimental.

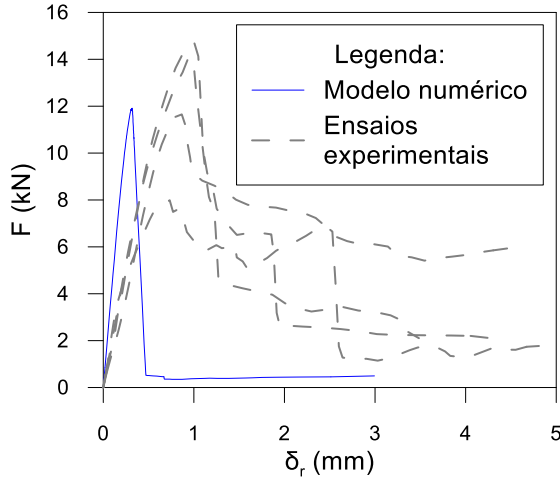


Figura 97 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-35.

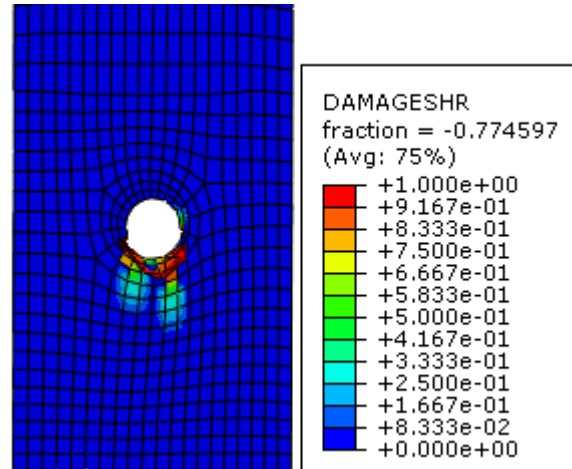


Figura 98 - Modo de rotura por *shear-out* do modelo da ligação DL-35.

Tabela 39 - Resultados do modelo da ligação DL-35.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
11,9	0,318	42580

Tabela 40 - Resultados do modelo da ligação DL-70.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
13,4	0,355	35401

#### 4.3.2.5 Tipologia DL-2P

À semelhança da ligação DL-70, a modelação do comportamento da ligação DL-2P não correspondeu ao seu comportamento experimental, conforme se observa na Figura 101. Para além de a rigidez diferir em cerca de 165%, o modo de rotura do modelo foi por *shear-out* (Figura 102), enquanto que experimentalmente se observou algum esmagamento. Assim, o modelo da ligação DL-2P exibe um comportamento linear até à rotura, registando-se uma redução abrupta da força no instante da rotura. Os resultados do modelo numérico registam-se na Tabela 41.

Tabela 41 - Resultados do modelo da ligação DL-2P.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
22,7	0,478	52121

#### 4.3.2.6 Tipologia DL-A3

À excepção do troço final, o comportamento da curva força-deslocamento do modelo numérico foi muito idêntico às curvas experimentais (Figura 103). Na curva do modelo numérico, após um regime linear elástico, deu-se o início da fase plástica. A força de rotura foi ligeiramente inferior no modelo numérico, embora a rigidez da ligação

tenha sido cerca de 167% superior no modelo. Relativamente ao modo de rotura, deu-se por esmagamento da chapa (Figura 104) com flexão do parafuso (Figura 105). Os dados relativos ao modelo são listados na Tabela 42.

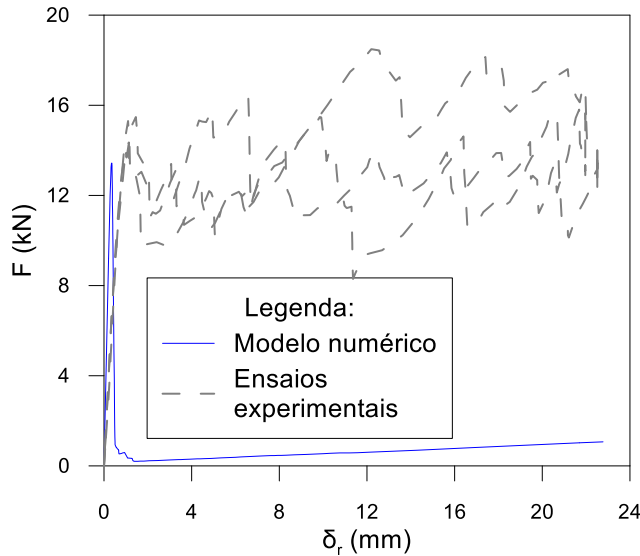


Figura 99 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-70.

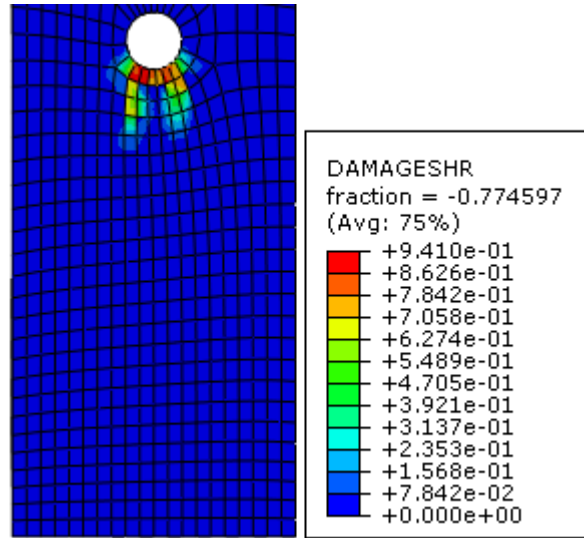


Figura 100 - Modo de rotura por *shear-out* do modelo da ligação DL-70.

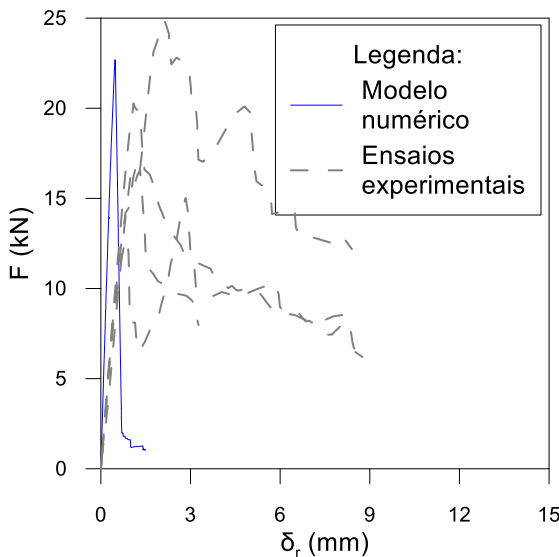


Figura 101 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-2P.

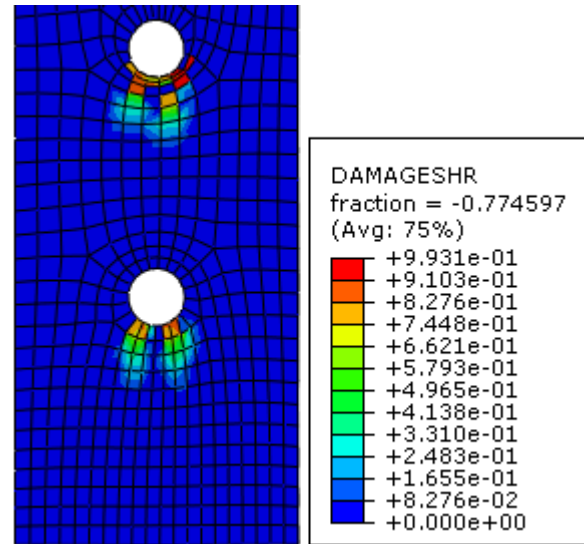


Figura 102 - Modo de rotura por *shear-out* da ligação DL-2P.

#### 4.3.2.7 Tipologia DL-A8

Na Figura 106 representam-se as curvas força-deslocamento da ligação DL-A8. É possível observar uma primeira fase linear, registando-se uma alteração do declive da curva para uma força de cerca de 23 kN, possivelmente devido ao início da plastificação do provete. Apesar de o comportamento geral da curva numérica ter sido idêntico ao comportamento das curvas experimentais até à rotura, a força de rotura do modelo é cerca de 20% superior à média da força de rotura dos provetes ensaiados. Após o pico de força, registou-se um patamar com a força aproximadamente constante. Quanto à rigidez, registou-se uma diferença de 87% entre o modelo e o valor médio obtido experimentalmente. Apresentam-se na Tabela 43 os valores do modelo numérico.

Por fim, o modo de rotura do modelo foi equivalente ao modo de rotura observado experimentalmente, com a ovalização do furo do provete (Figura 107) e rotura do parafuso (Figura 108).

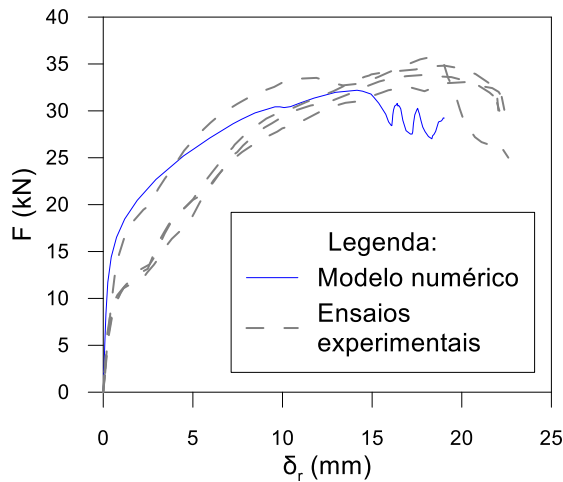


Figura 103 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-A3.

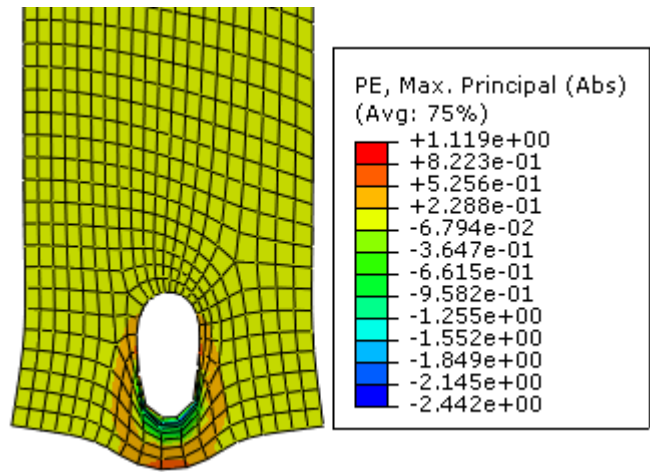


Figura 104 - Modo de rotura por esmagamento da chapa da ligação DL-A3.

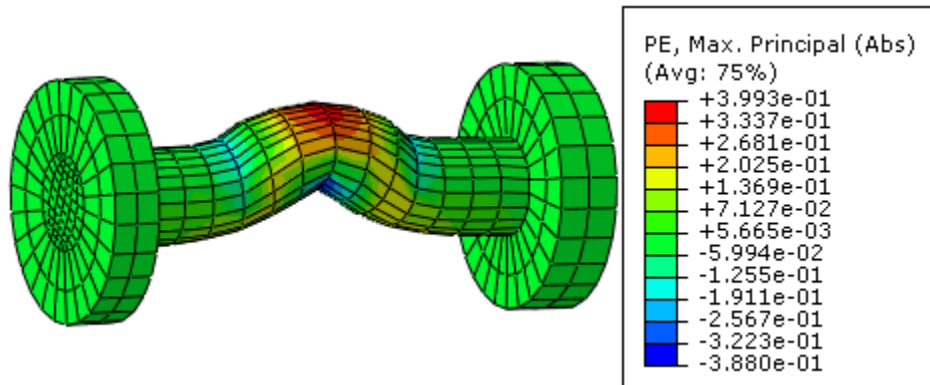


Figura 105 - Deformação do parafuso no modelo da ligação DL-A3.

Tabela 42 - Resultados do modelo da ligação DL-A3.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
32,2	14,2	62577

#### 4.3.2.8 Comparação e discussão de resultados

À semelhança dos resultados experimentais, registaram-se diferenças claras entre o desempenho das diferentes tipologias de ligação por sobreposição dupla. Essas diferenças registaram-se ao nível da força de rotura e da rigidez da ligação. Assim, resumem-se na Tabela 44 os resultados dos modelos numéricos das ligações por sobreposição dupla.

Tabela 43 - Resultados do modelo da ligação DL-A8.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
55,4	14,0	56306

Verificou-se que os modelos simularam com bastante imprecisão a rigidez das ligações. De facto, esta diferença foi, em média, cerca de 135%, tendo sido reportadas diferenças semelhantes em trabalhos previamente



desenvolvidos no IST neste domínio [15, 67]. Tais diferenças poderão estar relacionadas com eventuais folgas no esquema de ensaio, como por exemplo, entre as dimensões do parafuso e do furo, ou o esmagamento local do material na zona do furo. Existe alguma incerteza sobre os motivos que provocam estas diferenças de rigidez, o que traduz a complexidade da modelação numérica deste tipo de ligações.

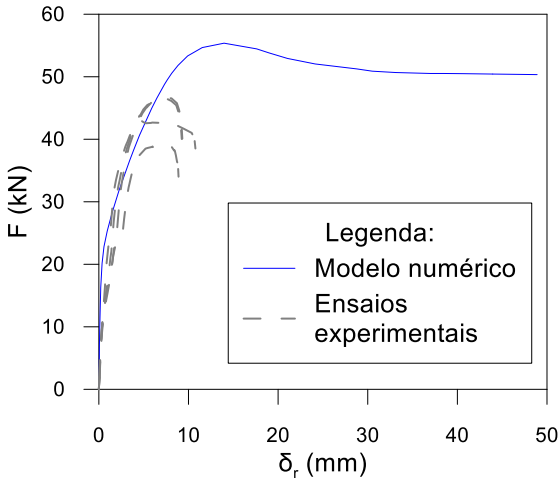


Figura 106 - Curvas força-deslocamento da ligação DL-A8.

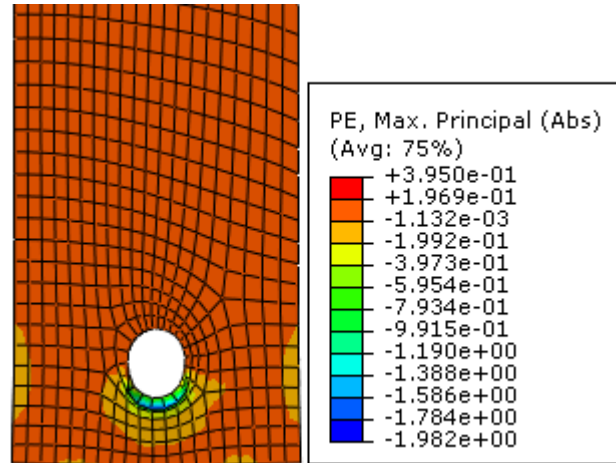


Figura 107 – Ovalização do furo no modelo da ligação DL-A8.

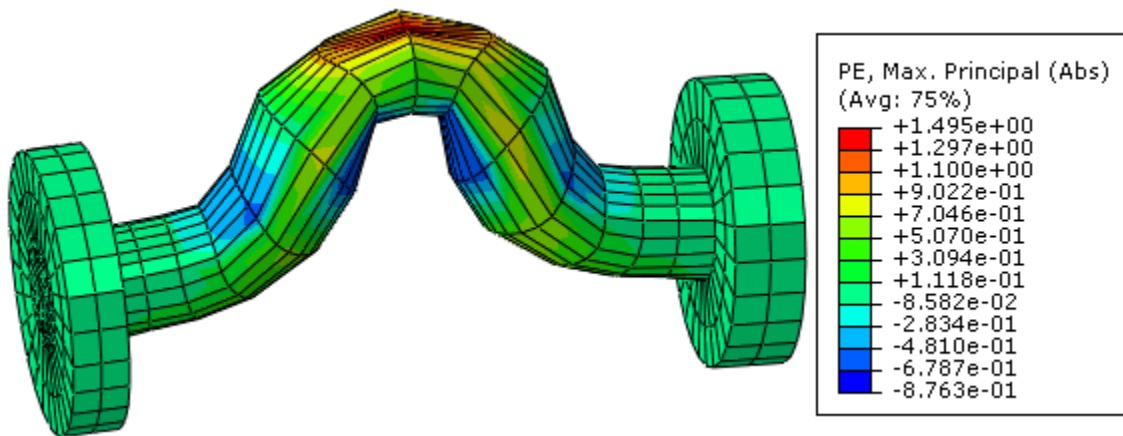


Figura 108 – Rotura do parafuso no modelo da ligação DL-A8.

Tabela 44 – Resultados dos modelos das ligações por sobreposição dupla.

Tipologia	DL-15	DL-25	DL-35	DL-70	DL-2P	DL-A3	DL-A8
$F_u$ (kN)	6,61	10,9	11,9	13,4	22,7	32,2	55,4
$\delta_u$ (mm)	0,218	0,313	0,318	0,355	0,478	14,2	14,0
$K_\delta$ (kN/m)	37522	41570	42580	35401	52121	62577	56306

Não obstante, a força de rotura foi razoavelmente prevista, apesar de o modo de rotura, por vezes, não ter correspondido ao observado experimentalmente. Um exemplo disto é a tipologia DL-70, onde o modo de rotura experimental foi por esmagamento, enquanto no modelo numérico foi por *shear-out*. A quase inexistência de valores de energias de fractura na literatura impossibilita uma correcta definição do modelo de propagação de dano, pelo que as diferenças registadas poderão, eventualmente, assentar numa incorrecta definição destes parâmetros. O facto de as forças de rotura, numérica e experimental, terem sido próximas fez com que os modos

de rotura previstos pelas expressões (3.13) a (3.17) fossem os observados nos modelos numéricos para a maioria dos casos.

Nos modelos numéricos, a força de rotura da ligação DL-2P foi a mais elevada, à semelhança dos ensaios experimentais, registando-se um valor cerca de 3,4 vezes superior à ligação do tipo DL-15. De facto, esta diferença foi idêntica à observada nos ensaios experimentais. Por outro lado, ao contrário dos provetes ensaiados, a diferença entre a resistência das ligações DL-70 e DL-2P foi considerável. O facto de o modelo não ter previsto correctamente o comportamento da ligação DL-70 contribuiu para esta disparidade. Com tais diferenças na determinação da rigidez das ligações, o aumento aproximadamente linear e posterior estabilização da rigidez com o aumento da distância do parafuso ao bordo, fenómeno observado nos ensaios experimentais, torna-se menos claro nos modelos numéricos.

Apesar da complexidade da análise dos resultados experimentais da série DL-A3, a força máxima foi próxima da do modelo. Ainda assim, a rigidez diferiu bastante, ultrapassando até a rigidez do modelo da ligação DL-A8, em cerca de 11%. A avaliação do deslocamento foi tão imprecisa que registou um valor idêntico nas tipologias DL-A3 e DL-A8, ao contrário dos ensaios experimentais, onde se registou uma diferença significativa.

À semelhança dos provetes ensaiados, o modelo da tipologia DL-35 foi o que registou os valores mais elevados de rigidez, de entre as séries com provetes de GFRP. Ainda assim, a sua rigidez foi cerca de 32% inferior à da ligação DL-A3, com uma diferença bastante superior à registada nos ensaios experimentais (cerca de 15%). Também a diferença da força máxima nos modelos das ligações DL-70 e DL-A8 foi consideravelmente superior à diferença registada experimentalmente. De facto, a resistência do modelo da ligação DL-70 foi de cerca de 24% da do modelo da ligação DL-A8. Como era expectável, o desempenho dos provetes de aço inoxidável foi superior à dos provetes de GFRP, pelo que a sua utilização conjunta numa ligação viga-coluna poderá ter vantagens.

## 4.4 Ligações viga-coluna

### 4.4.1 Propriedades mecânicas dos materiais

A definição das propriedades do GFRP nos modelos de ligações viga-coluna foi semelhante à sua definição nos modelos de ligações por sobreposição, descrita em 4.3.1, tendo sido consideradas as mesmas energias de fractura (às quais estão associadas as incertezas referidas).

Assim, as propriedades elásticas do perfil foram definidas de acordo com a Tabela 45, definindo-se as suas tensões resistentes na Tabela 46. Para além disto, não foi considerado comportamento geometricamente não linear, uma vez que o esforço axial das colunas não foi considerável para ocorrerem fenómenos de encurvadura.

Tabela 45 -Propriedades elásticas do perfil de GFRP.

	$E_{11}$ (GPa)	$E_{22}$ (GPa)	$\nu_{12}$ (-)	$G_{12}$ (GPa)	$G_{13}$ (GPa)	$G_{23}$ (GPa)
<b>Banzo</b>	41,3	5,74	0,29	3,14	2,40	2,40
<b>Alma</b>	43,6	5,74	0,22	3,12	4,36	4,36

Tabela 46 - Tensões resistentes do perfil de GFRP.

	$f_{1,T}$ (MPa)	$f_{1,C}$ (MPa)	$f_{2,T}$ (MPa)	$f_{2,C}$ (MPa)	$f_{1,S}$ (MPa)	$f_{2,S}$ (MPa)
<b>Banzo</b>	347	328	29,0	46,7	47,1	27,1
<b>Alma</b>	384	375	29,0	42,3	47,7	30,5

No caso das cantoneiras, a definição do material seguiu o racional descrito em 4.3.1 e considerou-se ainda o facto de a tensão de cedência aumentar na zona da dobra pelo facto de a chapa ser quinada a frio [97]. Assim, é aplicada a expressão (4.1) com o valor de  $\sigma_{0,2}$  a ser substituído pela expressão (4.4), onde (i)  $r_i$  e  $t$  representam, respectivamente, o raio interno e a espessura da cantoneira; e (ii)  $c$  e  $a$  são coeficientes empíricos, adoptando-se os valores 1,881 e 0,194, respectivamente.

$$\sigma_{0,2-D} = c \frac{\sigma_{0,2}}{\left(\frac{r_i}{t}\right)^a} \quad (4.4)$$

Desta forma, as propriedades da zona corrente da cantoneira são resumidas na Tabela 36, enquanto que na Tabela 47 se resumem as propriedades elasto-plásticas da zona curva da cantoneira.

Tabela 47 - Propriedades elasto-plásticas da zona curva da cantoneira.

$E$ (GPa)	$\nu$ (-)	$\sigma_y$ (MPa)	$\epsilon_y \times 10^{-5}$ (m/m)	$\sigma_u$ (MPa)	$\epsilon_u$ (m/m)
195	0,30	590	12,4	1484	0,505

## 4.4.2 Resultados e discussão

### 4.4.2.1 Tipologia BC-3-W-M

Conforme é possível observar na Figura 109, que representa as curvas força-deslocamento experimentais e numérica, o modelo numérico registou um comportamento linear até à rotura, também verificado nos provetes ensaiados experimentalmente. Apesar de se observar um andamento semelhante nas curvas, o modelo registou uma força de rotura cerca de 3,8 vezes superior, sendo a rigidez também consideravelmente superior no modelo (cerca de 2,5 vezes). Após a rotura, os provetes testados registaram uma ligeira redução de força, enquanto que na curva do modelo o valor de carga diminui bruscamente. O modo de rotura foi por tracção da matriz na ligação banzo-alma da coluna (Figura 110), tendo-se registado plastificação do parafuso superior, como se observa na Figura 111. A análise dos resultados do modelo, nomeadamente a força última ( $F_u$ ), o deslocamento último ( $\delta_u$ ) e a rigidez de translação da ligação ( $K_\delta$ ), resumem-se na Tabela 48.

Tabela 48 - Resultados do modelo da ligação BC-3-W-M.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
2,83	12,3	257

### 4.4.2.2 Tipologia BC-3-F-M

A Figura 112 ilustra as curvas força-deslocamento experimentais e numérica da tipologia BC-3-F-M. Na curva numérica é possível observar um comportamento linear até um certo ponto e, a partir daí, uma redução gradual de rigidez, sem nunca se registar uma redução de força. Tal comportamento poderá representar a plastificação da parte da cantoneira superior em contacto com a coluna, conforme se ilustra na Figura 113, provocada pelo

contacto com a anilha. Registou-se também alguma concentração de tensões no parafuso superior da coluna (Figura 114) e dano na ligação banzo-alma (Figura 115). Apesar de se verificar um comportamento semelhante, o valor numérico da resistência foi novamente cerca de 3,6 vezes superior ao experimental, enquanto o da rigidez foi cerca de 2,2 vezes superior. Resumem-se na Tabela 49 os resultados numéricos da ligação BC-3-F-M.

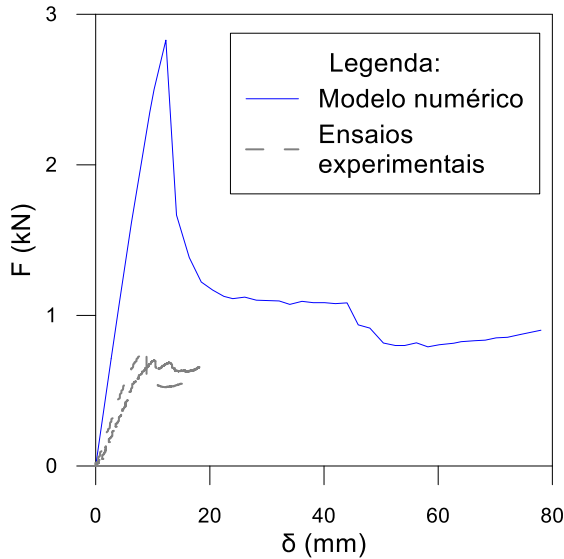


Figura 109 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-3-W-M.

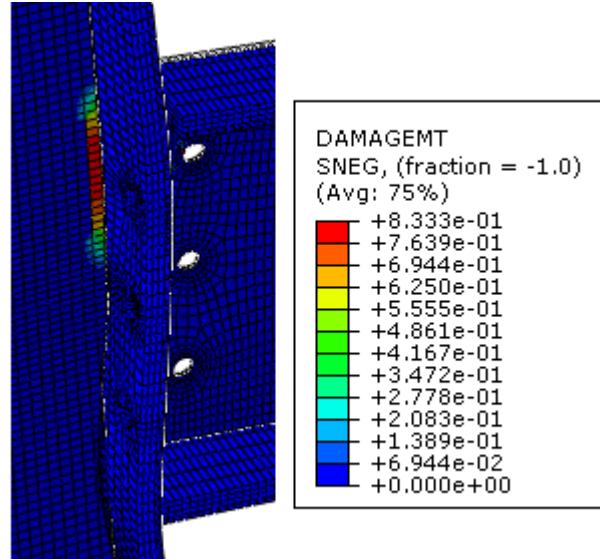


Figura 110 - Modo de rotura pela ligação banzo-alma da ligação BC-3-W-M.

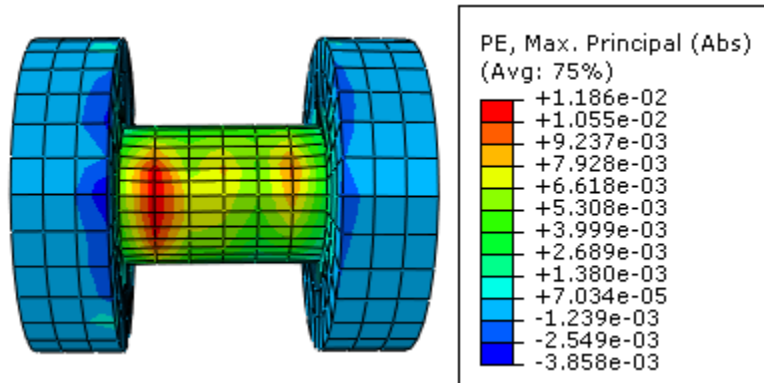


Figura 111 - Plastificação do parafuso superior da ligação BC-3-W-M.

Tabela 49 - Resultados do modelo da ligação BC-3-F-M.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
3,92	64,52	247

#### 4.4.2.3 Tipologia BC-8-F-M

De acordo com as curvas força-deslocamento dos diferentes provetes testados e do modelo numérico (Figura 116), observou-se um comportamento linear até à rotura, após o qual se deu uma redução brusca de força no modelo numérico, ao contrário do que se verificou experimentalmente. O modo de rotura deu-se pela ligação banzo-alma, ilustrado na Figura 117, tendo-se verificado alguma plastificação nos parafusos da cantoneira superior (Figura 118) e esmagamento da zona inferior da viga (Figura 119). Por sua vez, não se registou plasticidade na cantoneira. Mais uma vez, quer a rigidez, quer a resistência da ligação do modelo foram

2,4 vezes superiores aos valores médios experimentais. Os resultados da análise dos modelos numéricos da ligação BC-8-F-M listam-se na Tabela 50.

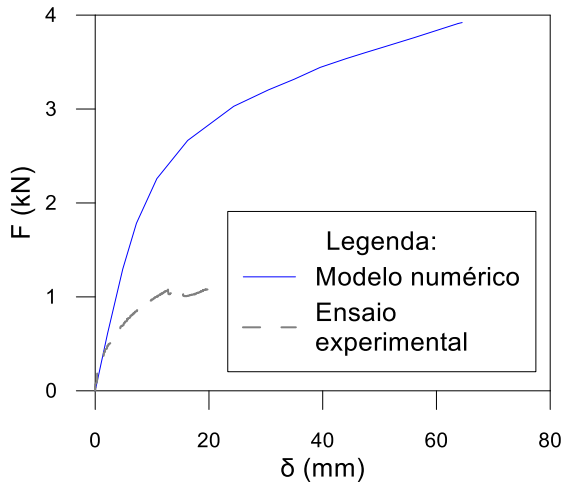


Figura 112 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-3-F-M.

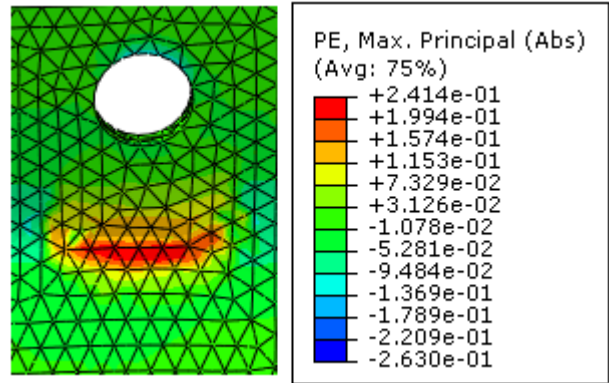


Figura 113 - Plastificação da cantoneira superior, na parte em contacto com a coluna da ligação BC-3-F-M.

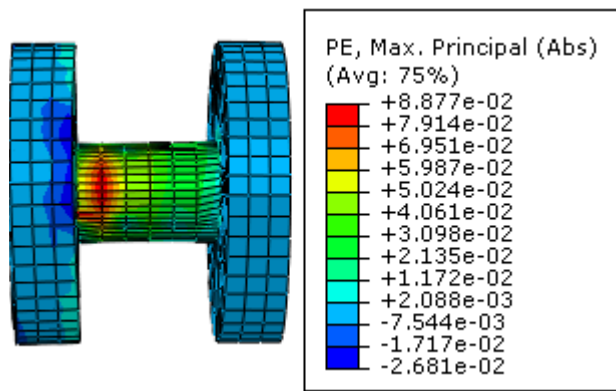


Figura 114 - Deformação plástica do parafuso da coluna, na cantoneira superior da ligação BC-3-F-M.

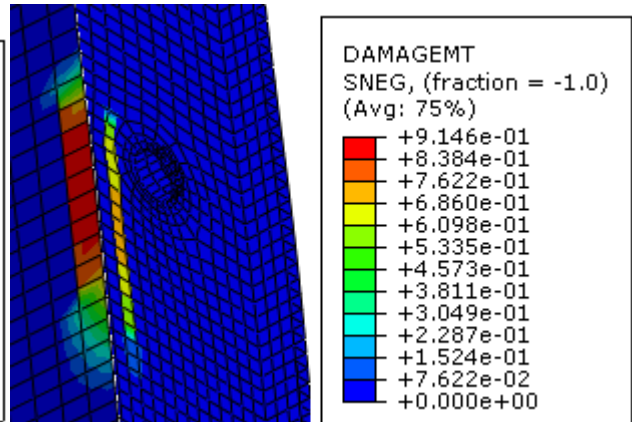


Figura 115 - Dano na ligação banzo-alma da coluna da ligação BC-3-F-M.

Tabela 50 - Resultados do modelo da ligação BC-8-F-M.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
4,58	10,4	522

#### 4.4.2.4 Tipologia BC-8-F2-M

As curvas força-deslocamento (experimentais e numérica) da tipologia BC-8-F2-M encontram-se ilustradas na Figura 120. A curva numérica caracterizou-se por um comportamento linear elástico até à rotura, não se verificando a perda gradual de rigidez com o aproximar da força máxima (como nos provetes ensaiados experimentalmente). Após a rotura, deu-se uma redução abrupta de força para cerca de metade, contrastando com as curvas experimentais. Por outro lado, o modo de rotura foi idêntico no modelo e nos provetes e deu-se pela ligação banzo-alma da coluna, como se observa na Figura 121. Por sua vez, nem os parafusos nem as cantoneiras registaram tensões significativas. A força e a rigidez do modelo desta ligação foram,

respectivamente, 3,2 e 1,9 vezes superiores aos valores médios experimentais. Os resultados do modelo da ligação BC-8-F2-M são resumidos na Tabela 51.

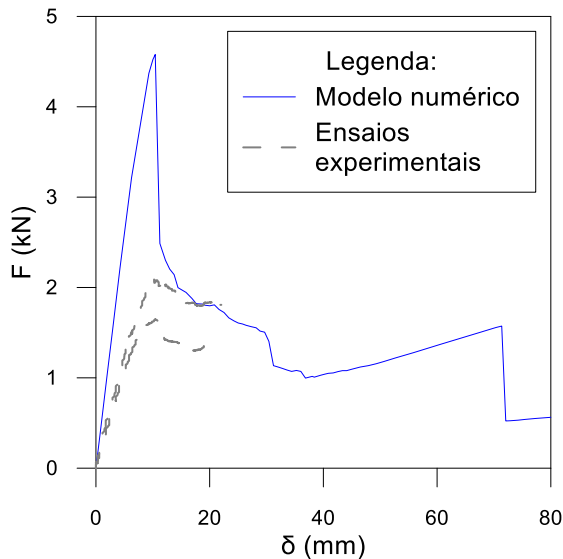


Figura 116 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-8-F-M.

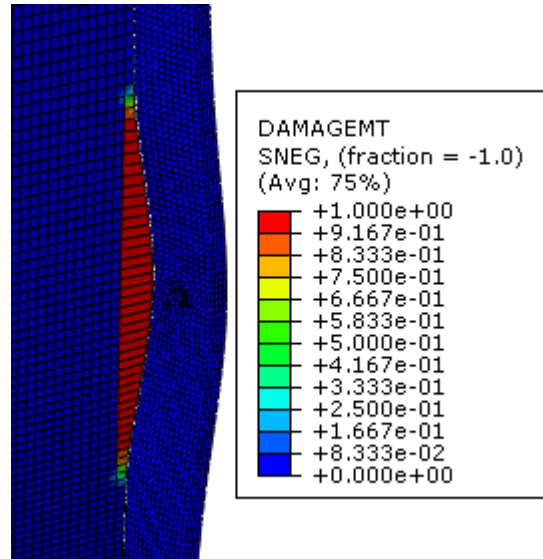


Figura 117 - Rotura pela ligação banzo-alma da coluna na ligação BC-8-F-M.

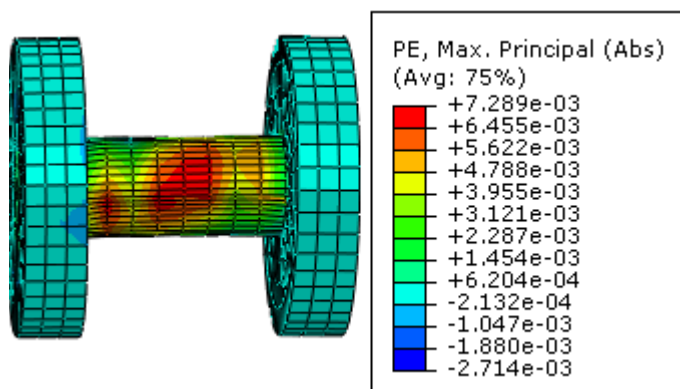


Figura 118 - Plastificação de um parafuso da cantoneira superior da ligação BC-8-F-M.

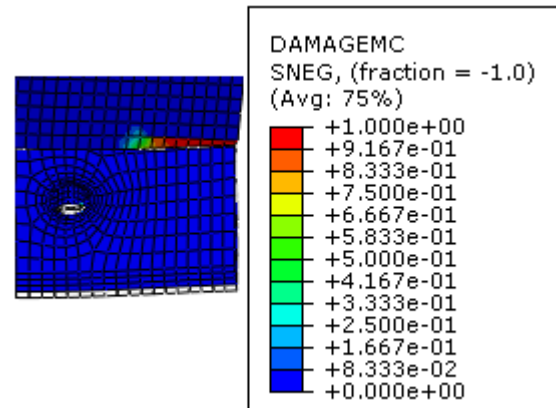


Figura 119 - Esmagamento da zona inferior da viga da ligação BC-8-F-M.

Tabela 51 - Resultados do modelo da ligação BC-8-F2-M.

$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
5,30	9,84	586

#### 4.4.2.5 Comparação de resultados

Registaram-se comportamentos distintos entre as várias tipologias de ligação viga-coluna modeladas. Assim, nesta secção é feita uma comparação entre o comportamento das diferentes tipologias, listando na Tabela 52 os resultados numéricos analisados para cada tipologia de ligação.

À semelhança da modelação das ligações por sobreposição, não foi possível modelar com precisão a rigidez das ligações viga-coluna (4.3.2.8). No caso das ligações viga-coluna também a resistência da ligação foi incorrectamente prevista. Aqui, para além da incerteza quanto às energias de fractura utilizadas, surge a

incerteza relativamente à resistência à tracção transversal, nomeadamente na zona de ligação entre o banzo e a alma, tendo sido este o factor que condicionou a rotura na maioria dos provetes ensaiados. Salienta-se o facto de as diferenças entre os modelos e os ensaios terem sido semelhantes nas quatro tipologias de ligação modeladas, quer em termos de força, quer em termos de rigidez.

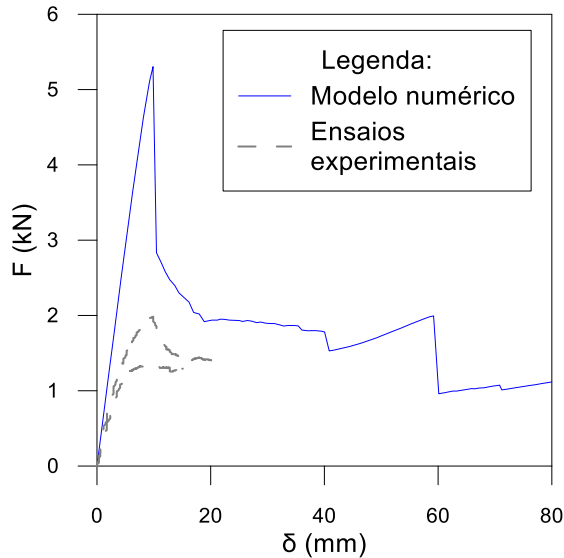


Figura 120 - Curvas força-deslocamento da ligação BC-8-F2-M.

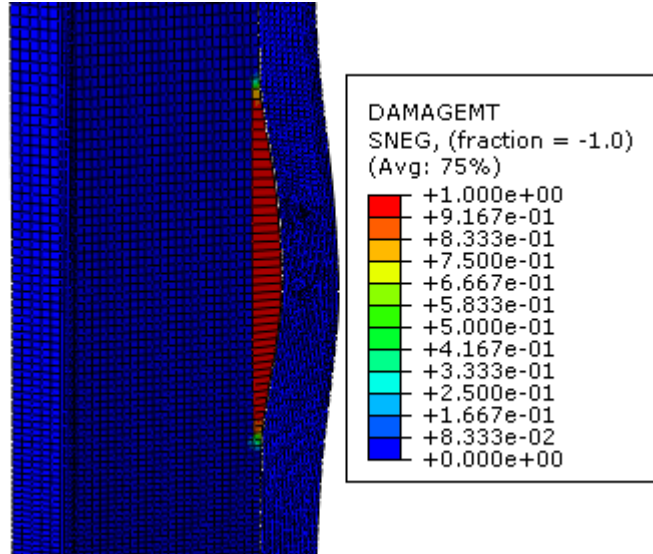


Figura 121 - Rotura pela ligação banzo-alma da coluna da ligação BC-8-F2-M.

Tabela 52 - Resumo dos resultados dos modelos numéricos das ligações viga-coluna.

Tipologia	$F_u$ (kN)	$\delta_u$ (mm)	$K_\delta$ (kN/m)
<b>BC-3-W-M</b>	2,83	12,3	257
<b>BC-3-F-M</b>	3,92	64,5	247
<b>BC-8-F-M</b>	4,58	10,4	522
<b>BC-8-F2-M</b>	5,30	9,84	586

Ainda assim, observou-se uma clara diferença de resistência e rigidez entre as tipologias com 3 mm e com 8 mm de espessura, com as segundas a apresentarem valores significativamente superiores. À semelhança dos ensaios experimentais, a tipologia BC-3-W-M registou os valores de resistência mais reduzidos, sendo a tipologia BC-8-F2-M a registar os valores mais elevados, com alguma diferença para a tipologia BC-8-F-M. É de salientar que a rigidez das tipologias com cantoneiras de 8 mm foi cerca do dobro das tipologias com cantoneiras de 3 mm, sendo o valor mais elevado registado pela tipologia BC-8-F2-M.

De acordo com os modelos desenvolvidos, não se registou uma diferença substancial em termos de força e rigidez ao aumentar o número de parafusos. De acordo com os modelos, a espessura da cantoneira é um factor com maior influência no desempenho de ligações viga-coluna.

Experimentalmente, apenas se observaram deformações consideráveis na cantoneira superior do provete BC-3-F-M2. Por outro lado, com a modelação numérica, foi possível avaliar as peças auxiliares da ligação (cantoneiras e parafusos). Desta forma, não só no referido provete, como na generalidade das restantes tipologias, foram observadas tensões significativas na cantoneira (tipologia BC-3-F-M) e nos parafusos. Ainda

assim, à excepção da tipologia onde se observou deformação plástica da cantoneira, a rotura foi frágil, não sendo possível calcular o coeficiente de ductilidade.

## 4.5 Considerações finais

A natureza ortotrópica e a dificuldade de definição das energias de fractura do GFRP tornaram a correcta simulação do comportamento das ligações um processo complexo. Assim sendo, registaram-se algumas diferenças entre os comportamentos experimental e numérico, principalmente ao nível da rigidez da ligação, conforme já tinha sido constatado por Proença [67] e por Azevedo [15].

Confirmou-se que o aumento do número de parafusos não confere um aumento de resistência significativo, quer em ligações por sobreposição, quer em ligações viga-coluna, apesar de se verificar um aumento de rigidez considerável.

Quanto ao potencial da incorporação de componentes em aço inoxidável, este foi validado pelo melhor desempenho individual nas ligações por sobreposição. Ainda assim, os resultados da rigidez nos modelos desenvolvidos foram contraditórios com os resultados experimentais. Apesar disto, verificou-se que, quer a posição dos parafusos, quer a espessura das cantoneiras, influencia o desempenho da ligação (por sobreposição e viga-coluna).

Face aos resultados obtidos, acentua-se o potencial da modelação numérica de ligações, apesar de todas as dificuldades inerentes à construção dos modelos e às diferenças na previsão da rigidez e da resistência. A determinação experimental das energias de fractura do GFRP deverá ser uma prioridade de investigação a curto prazo para que possa ser colmatada esta lacuna do conhecimento, tal como a determinação (local) da resistência à tracção transversal da zona de ligação banzo-alma. O facto de não se ter determinado a resistência à tracção na direcção transversal adicionou um grau de incerteza ao problema, pelo que a resistência das ligações nos modelos desenvolvidos foi sempre superior à das ligações testadas. Não obstante estas incertezas, o modo de rotura observado nos modelos das ligações viga-coluna, coerente com os observados experimentalmente, salienta a necessidade de reforçar estas ligações.



## 5 Conclusões e desenvolvimentos futuros

### 5.1 Conclusões

Para esta dissertação foi proposto o estudo experimental e numérico do comportamento de ligações aparafusadas entre perfis de GFRP e elementos auxiliares em aço inoxidável, tendo sido analisadas duas tipologias de ligação (i) por sobreposição e (ii) viga-coluna. Em particular, pretendeu-se avaliar a resistência, a rigidez e a ductilidade das ligações.

A campanha experimental da presente dissertação iniciou-se com a caracterização mecânica do material GFRP quando sujeito a diferentes solicitações, aferindo-se também a relação constitutiva do aço inoxidável. Foram testadas ligações por sobreposição dupla em provetes de GFRP e de aço inoxidável e ligações aparafusadas viga-coluna entre perfis com secção transversal em I, recorrendo a cantoneiras de aço inoxidável.

Os resultados dos ensaios de caracterização confirmaram a natureza ortotrópica do GFRP, com a maioria dos resultados a enquadrar-se na gama de valores usuais para os diferentes tipos de carregamento. Por outro lado, os ensaios em provetes de aço inoxidável registaram alguns valores anómalos. Sendo um material com um controlo de qualidade superior, atribuiu-se o facto de se terem registado estes valores à falta de precisão do equipamento utilizado, nomeadamente ao vídeo-extensómetro.

Nos ensaios de ligações por sobreposição dupla em provetes de GFRP variou-se a distância do parafuso ao bordo e o número de parafusos. Verificou-se que o aumento de parafusos não se traduziu num aumento significativo de resistência, nem de rigidez. Por outro lado, a distância do parafuso ao bordo influenciou o modo de rotura da ligação, embora a rigidez não tenha aumentado linearmente com o aumento dessa distância. De facto, concluiu-se que a partir de uma certa distância, a rigidez tende para um patamar.

A rotura pela ligação banzo-alma da coluna em todos os provetes testados revelou geometrias incapazes de resistir a cargas relativamente reduzidas, possivelmente devido ao facto de não existirem mantas de reforço na continuidade entre a alma e os banzos. Posto isto, não foi possível explorar a plasticidade do aço inoxidável à escala que se pretendia. Ainda assim, foi clara a maior resistência e rigidez das tipologias com cantoneiras de 8 mm de espessura. De facto, estas ligações foram classificadas como semi-rígidas, enquanto que as tipologias com cantoneiras de 3 mm foram classificadas como articuladas. A ligação BC-3-W-M, materializada pela alma da viga (*web-cleated*), registou os valores mais reduzidos de resistência e rigidez. Por outro lado, a utilização de mais parafusos numa ligação viga-coluna revelou ser vantajosa, uma vez que esta se destacou, quer em termos de força máxima, quer em termos de rigidez.

Os modelos desenvolvidos demonstraram alguma incapacidade para simular a rigidez das ligações, dificuldade já sentida noutros trabalhos. No caso das ligações por sobreposição, tais diferenças poderão estar relacionadas com eventuais folgas no esquema de ensaio. Apesar disto, a força de rotura das ligações foi prevista com alguma precisão, tendo sido registadas algumas diferenças no que se refere aos modos de rotura. De facto, ao não prever o esmagamento do material GFRP, o modo de rotura da ligação DL-70

não foi correctamente simulado. Tal resultado acentua a necessidade de desenvolver estudos adicionais para determinar os valores das energias de fractura do GFRP, uma vez que estes parâmetros são fundamentais na definição do modelo de propagação de dano. Dado que a rotura das ligações viga-coluna se deu por tracção na direcção transversal, na zona de ligação banzo-alma, o valor (local) da sua resistência ganhou relevância. Ainda assim, a geometria do perfil não permitiu a sua determinação, pelo que surgiu mais este grau de incerteza associado à modelação das ligações, justificando-se assim o aumento da resistência nos modelos desenvolvidos. Independentemente das dificuldades sentidas e das imprecisões das previsões, a modelação numérica de ligações revelou-se útil e com potencial de aplicabilidade, podendo substituir (parcialmente) campanhas experimentais extensas.

## 5.2 Desenvolvimentos futuros

A larga maioria da investigação desenvolvida no passado centrou-se no estudo de nós de ligação com apenas uma viga, não tendo sido estudado o comportamento de vigas concorrentes, no mesmo plano ou em dois planos horizontais perpendiculares. Ao introduzir uma componente espacial será possível estudar o comportamento tridimensional de um nó de ligação, ou até de pórticos. Para isto ser possível em perfis com secção transversal em I, teriam de ser ligadas vigas à alma da coluna, o que pode não ser eficaz.

As ligações viga-coluna estudadas revelaram-se pouco resistentes e com rigidez reduzida, apresentando um modo de rotura pela ligação banzo-alma. O facto de praticamente não se ter observado plasticidade das cantoneiras indica que a geometria deste tipo de ligação deverá ser alterada. Tais alterações poderão passar pela mobilização de toda a secção, unindo os dois banzos da coluna, ou pelo reforço com cantoneiras na junção banzo-alma da coluna. Recomenda-se ainda que seja alterada a arquitectura de fibras adoptada pelo fabricante, reforçando-se a zona enfraquecida com mantas.

O facto de a rotura se ter dado para cargas e deslocamentos tão reduzidos impossibilitou a realização de ensaios cíclicos e, conseqüentemente, a avaliação da capacidade de dissipação de energia da ligação. Ao proceder-se ao reforço das ligações, deverá ser possível realizar este tipo de ensaios, relevante para estudar o comportamento sísmico das ligações e, eventualmente, de uma estrutura.

Estas propostas de desenvolvimentos poderão ser realizadas não só através de ensaios experimentais, mas também através do desenvolvimento de modelos numéricos.

Uma vez que a falta de valores para as energias de fractura do GFRP são uma limitação dos modelos numéricos que recorrem a modelos de degradação contínua, deverão ser desenvolvidas campanhas experimentais com o objectivo de aferir estes parâmetros. Uma correcta definição destes valores permitirá o desenvolvimento de modelos mais fiáveis.

## Referências bibliográficas

- [1] L. C. Bank, Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2007.
- [2] J. R. Correia, “Compósitos de Matriz Polimérica” in Ciência e Engenharia de Materiais de Construção, 1ª ed., IST Press, 2012, pp. 573–636.
- [3] T. Keller, Use of fibre reinforced polymers in bridge construction, vol. 7. Zurich: International Association for Bridge and Structural Engineering, 2003.
- [4] Prince Engineering, “Glass Fiber Types Used in Structural FRP Reinforcement.” [Online]. Disponível em: <http://www.build-on-prince.com/glass-fiber.html#sthash.JphXXi9M.dpbs>. [Acedido em: 15-Mar-2017].
- [5] National Grating, “Fiberglass Grating.” [Online]. Disponível em: <http://www.fiberglass-grating.com/company.html>. [Acedido em: 05-Nov-2016].
- [6] CEN, EN 13706 (2001). Reinforced plastics composites - Specifications for pultruded profiles - Part 1: Designation, Bruxelas.
- [7] CEN, EN 13706 (2006). Reinforced plastics composites - Specifications for pultruded profiles - Part 2 Method of test and general requirements, Bruxelas.
- [8] CEN, EN 13706 (2001). Reinforced plastics composites: Specifications for pultruded profiles - Part 3: Specific requirements., Bruxelas.
- [9] J. Gonilha, “Concrete hybrid structural systems. Application to the development of a footbridge prototype”, Tese de Doutoramento em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2014.
- [10] Fiberline Composites, “Brücke in Schweizer Pontresina.” [Online]. Disponível em: <https://fiberline.de/brucke-schweizer-pontresina>. [Acedido em: 19-Nov-2016].
- [11] Fiberline Composites, “The Eyecatcher Building.” [Online]. Disponível em: <https://fiberline.com/eyecatcher-building>. [Acedido em: 19-Nov-2016].
- [12] CERIS, “Projects - CORE Group.” [Online]. Disponível em: <http://coregroup.tecnico.ulisboa.pt/projects.html>. [Acedido em: 16-Dez-2016].
- [13] CEN, BS EN 10088 (2005). Stainless steels - Part1: List of stainless steels, Bruxelas.
- [14] Euro Inox, Stainless Steel: Tables of Technical Properties. Bruxelas, 2010.
- [15] J. Azevedo, “Desenvolvimento de um sistema inovador para ligações entre perfis de compósito de GFRP”, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2016.
- [16] PÚBLICO, “Ponte de São Silvestre,” [Online]. Disponível em: <https://www.publico.pt/2016/03/14/local/noticia/esta-ponte-e-unica-no-pais-quem-a-pisa-nao-sabe->

mas-gabalhe-a-utilidade-1725862. [Acedido em: 16-Dez-2016].

- [17] BSI, BS EN ISO 3506 (2009). Mechanical. properties of corrosion-resistant stainless steels fasteners - Part 1 Bolts, screws and studs, Londres.
- [18] BS, EN ISO 3651 (1998). Determination of resistance to intergranular corrosion of stainless steels - Part 2: Ferritic, austenitic and ferritic-austenitic (duplex) stainless steels - Corrosion test in media containing sulfuric acid, Londres.
- [19] CEN. EN 1993-1-4. Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1.4, European Committee for Standardization, Bruxelas, 2010.
- [20] BSI, BS EN 10088 (2014). Stainless steels - Part 2: Technical delivery conditions for sheet/plate and strip of corrosion resisting steels for general purposes, Londres.
- [21] "Producing stainless steel | More stainless | Products & properties | Global | Outokumpu." [Online]. Disponível em: <http://www.outokumpu.com/en/products-properties/more-stainless/producing-stainless-steel/pages/default.aspx>. [Acedido em: 27-Mar-2017].
- [22] Euro Inox, Guide to Stainless Steel Finishes. Bruxelas, 2005.
- [23] Euro Inox, Working with Stainless Steels. Bruxelas, 2008.
- [24] J. T. Mottram (2009), "Design Guidance for Bolted Connections in Structures of Pultruded Shapes: Gaps in Knowledge", in 17<sup>th</sup> Int. Conf. Composite Materials (ICCM17) (Nº Paper A1:6, pp. 1-10). IOM Communications Ltd.
- [28] J. T. Mottram & G. J. Turvey, "Physical test data for the appraisal of design procedures for bolted joints in pultruded FRP structural shapes and systems", Prog. Struct. Eng. Mater., vol. 5, no. 4, pp. 195–222, 2003.
- [26] C. Cooper & G. J. Turvey, "Effects of joint geometry and bolt torque on the structural performance of single bolt tension joints in pultruded GRP sheet material", Compos. Struct., vol. 32, no. 1–4, pp. 217–226, 1995.
- [27] A. M. Girão Coelho & J. T. Mottram, "A review of the behaviour and analysis of bolted connections and joints in pultruded fibre reinforced polymers", Mater. Des., vol. 74, pp. 86–107, 2015.
- [28] Y. Xiao & T. Ishikawa, "Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints. Part I: Experimental investigation", Compos. Sci. Technol., vol. 65, no. 7–8, pp. 1022–1031, 2005.
- [29] Y. Xiao & T. Ishikawa, "Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints. Part II: Modelling and simulation", Compos. Sci. Technol., vol. 65, no. 7–8, pp. 1022–1031, 2005.
- [30] F. Ascione, L. Feo & F. Maceri, "An experimental investigation on the bearing failure load of glass fibre/epoxy laminates", Compos. Part B Eng., vol. 40, no. 3, pp. 197–205, 2008.
- [31] S. Abd-El-Naby & L. Hollaway, "The experimental behaviour of bolted joints in pultruded

- glass/polyester material. Part 1: Single-bolt joints”, *Composites*, vol. 24, no. 7, pp. 531–538, 1993.
- [32] S. Abd-El-Naby & L. Hollaway, “The experimental behaviour of bolted joints in pultruded glass/polyester material. Part 2: Two-bolt joints”, *Composites*, vol. 24, no. 7, pp. 531–538, 1993.
- [33] N. K. Hassan, M. A. Mohamedien & S. H. Rizkalla, “Multibolted Joints for GFRP Structural Members”, *J. Compos. Constr.*, vol. 1, no. 1, pp. 3–9, 1997.
- [34] J. Clarke, *Structural Design of Polymer Composites - EUROCOMP Design Code and handbook*. London, UK: E & FN Spon, 1996.
- [35] Italian National Research Council, *Guide for the Design and Construction of Fiber-Reinforced Concrete Structures*. Roma, 2007.
- [36] Joint Research Centre, *Prospect for New Guidance in the design of FRP*. Bruxelles, 2016.
- [37] G. Di Franco & B. Zuccarello, “Analysis and optimization of hybrid double lap aluminum-GFRP joints”, *Compos. Struct.*, vol. 116, no. 1, pp. 682–693, 2014.
- [38] L. C. Bank, A. S. Mosallam & H. E. Gonsior, “Beam-to-column connections for pultruded FRP shapes”, *Serv. Durab. Constr. Mater.*, pp. 804–813, 1990.
- [39] L. C. Bank, “Progressive Failure and Ductility of FRP Composites for Construction: Review”, *J. Compos. Constr.*, vol. 17, no. 3, pp. 406–419, 2013.
- [40] L. C. Bank, A. S. Mosallam and G. T. McCoy, “Design and Performance of Connections for Pultruded Frame Structures”, *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 13, no. 3, pp. 199–212, 1994.
- [41] A. S. Mosallam, M. K. Abdelhamid and J. H. Conway, “Performance of Pultruded FRP Connections under Static and Dynamic Loads”, *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 13, no. 5, pp. 386–407, 1994.
- [42] L. C. Bank, J. Yin, L. Moore, D. Evans & R. Allison, “Experimental and Numerical Evaluation of Beam-To-Column Connections for Pultruded Structures”, *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 15, no. 1052–1067, 1996.
- [43] S. J. Smith, I. D. Parsons & K. D. Hjelmstad, “An experimental study of the behaviour of connection for pultruded GFRP- I beams and rectangular tubes”, *Compos. Struct.*, vol. 42, no. 3, pp. 281–290, 1998.
- [44] J. Qureshi and J. Toby Mottram, “Moment-rotation response of nominally pinned beam-to-column joints for frames of pultruded fibre reinforced polymer” *Constr. Build. Mater.*, vol. 77, pp. 396–403, 2015.
- [45] J. Qureshi & J. T. Mottram (2012), “Moment-Rotation Behaviour of Beam-To-Column Joints For Simple Frames of Pultruded Shapes” in 6<sup>th</sup> Int. Conf. on FRP Composites in Civil Engineering - CICE.
- [46] J. Qureshi & J. T. Mottram, “Response of Beam-To-Column Web Cleated Joints For FRP Pultruded Members”, *J. Compos. Constr.*, vol. 18, no. 2, pp. 1–11, 2013.

- [47] J. Qureshi & J. T. Mottram, "Behaviour of pultruded beam-to-column joints using steel web cleats", *Thin-Walled Struct.*, vol. 73, pp. 48–56, 2013.
- [48] G. J. Turvey & Y. Zhang, "Tearing failure of web-flange junctions in pultruded GRP profiles", vol. 36, pp. 309–317, 2005.
- [49] S. Smith, I. D. Parsons & K. D. Hjelmstad, "Experimental Comparisons of Connections for GFRP Pultruded Frames", *J. Compos. Constr.*, vol. 3, pp. 20–26, 1999.
- [50] S. K. Singamsethi, J. M. LaFave & K. D. Hjelmstad, "Fabrication and Testing of Cuff Connection for GFRP Box Sections", *J. Compos. Constr.*, vol. 9, no. 6, pp. 536–544, 2005.
- [51] J. E. Carrion, K. D. Hjelmstad & J. M. LaFave, "Finite element study of composite cuff connections for pultruded box sections", *Compos. Struct.*, vol. 70, no. 2, pp. 153–169, 2005.
- [52] J. E. Carrion, J. M. LaFave & K. D. Hjelmstad, "Experimental behavior of monolithic composite cuff connections for fiber reinforced plastic box sections", *Compos. Struct.*, vol. 67, no. 3, pp. 333–345, 2005.
- [53] C. Wu, Z. Zhang & Y. Bai, "Connections of tubular GFRP wall studs to steel beams for building construction", *Compos. Part B Eng.*, vol. 95, pp. 64–75, 2016.
- [54] CEN. EN 1993-1-8, Eurocode 3 - Design of steel structures - Part 1-8, European Committee for Standardization, Bruxelles, 2010.
- [55] D. Martins, M. Proença, J. R. Correia, J. Gonilha, M. Arruda & N. Silvestre, "Development of a novel beam-to-column connection system for pultruded GFRP tubular profiles", (artigo em preparação), 2017.
- [56] J. T. Mottram & Y. Zheng, "State-of-the-art review on the design of beam-to-column connections for pultruded frames", *Compos. Struct.*, vol. 35, no. 4, pp. 387–401, 1996.
- [57] Z. Hashin, "Failure Criteria for Unidirectional FibreComposites", *J. Appl. Mech.*, vol. 47, no. 2, pp. 329–334, 1980.
- [58] M. N. Nahas, "Survey of Failure and Post-Failure Theories of Laminated Fiber-Reinforced Composites", *J. Compos. Technol. Res.*, vol. 8, no. 4, pp. 138–153, 1986.
- [59] E. J. Barbero, F. A. Cosso, R. Roman & T. L. Weadon, "Determination of material parameters for Abaqus progressive damage analysis of E-glass epoxy laminates", *Compos. Part B Eng.*, vol. 46, pp. 211–220, 2013.
- [60] I. Lapczyk & J. A. Hurtado, "Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials", *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 11, pp. 2333–2341, 2007.
- [61] C. Hühne, A. K. Zerbst, G. Kuhlmann, C. Steenbock & R. Rolfes, "Progressive damage analysis of composite bolted joints with liquid shim layers using constant and continuous degradation models",

Compos. Struct., vol. 92, no. 2, pp. 189–200, 2010.

- [62] N. K. Hassan, M. A. Mohamedien & S. H. Rizkalla, “Finite element analysis of bolted connections for PFRP composites”, *Compos. Part B Eng.*, vol. 27, no. 95, pp. 339–349, 1996.
- [63] C. T. McCarthy, M. A. McCarthy, W. F. Stanley & V. P. Lawlor, “Experiences with Modeling Friction in Composite Bolted Joints”, *J. Compos. Mater.*, vol. 39, no. 21, pp. 1881–1908, 2005.
- [64] C. T. McCarthy & M. A. McCarthy, “Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part I - model development and validation”, *Compos. Struct.*, vol. 71, no. 2, pp. 140–158, 2005.
- [65] C. T. McCarthy & M. A. McCarthy, “Three-dimensional finite element analysis of single-bolt, single-lap composite bolted joints: Part II - Effects of bolt-hole clearance”, *Compos. Struct.*, vol. 71, no. 2, pp. 159–175, 2005.
- [66] C. T. McCarthy, M. A. McCarthy & V. P. Lawlor, “Progressive damage analysis of multi-bolt composite joints with variable bolt-hole clearances”, *Compos. Part B Eng.*, vol. 36, no. 4, pp. 290-305, 2005.
- [67] M. Proença, “Comportamento de ligações aparafusadas entre perfis de compósito GFRP”, *Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico*, 2015.
- [68] A. M. G. Coelho & J. T. Mottram, “Numerical Evaluation of Pin-Bearing Strength for the Design of Bolted Connections of Pultruded FRP Material”, *J. Compos. Constr.*, no. 2011, pp. 1–13, 2014.
- [69] N. S. Matharu, “Aspects of Bolted Connections in Pultruded Fibre Reinforced Polymer Structures”, *Tese de doutoramento em Engenharia Civil, University of Warwick*, 2014.
- [70] A. M. Harte & D. Mc Cann, “Finite element modelling of the semi-rigid behaviour of pultruded FRP connections”, *J. Mater. Process. Technol.*, vol. 119, no. 1–3, pp. 98–103, 2001.
- [71] C. Casalegno, A. Picariello & S. Russo, “Analysis of all-GFRP beam-column bolted joints through progressive failure approach”, *Compos. Struct.*, vol. 33, no. 2, pp. 81–87, 2012.
- [72] C. Casalegno & S. Russo, “Structural joints made by FRP and steel: A new proposal of analysis based on the progressive damage approach”, *Compos. Mech. Comput.*, vol. 6, no. 2, pp. 1–18, 2015.
- [73] Z. Zhang, C. Wu, X. Nie, Y. Bai & L. Zhu, “Bonded sleeve connections for joining tubular GFRP beam to steel member: Numerical investigation with experimental validation”, *Compos. Struct.*, vol. 157, no. 1, pp. 51–61, 2016.
- [74] A. Jorissen & M. Fragiaco, “General notes on ductility in timber structures”, *Eng. Struct.*, vol. 33, no. 11, pp. 2987–2997, 2011.
- [75] ECCS, *Recommended Testing Procedure for Assessing the Behaviour of Structural Steel Elements under Cyclic Loads (n° 45)*. Brussels: CEN, 1986.

- [76] Strongwell Corporation, Extren Design Guide. Bristol, 2003.
- [77] Creative Pultrusions Inc., The Pultex Pultrusion Design Manual. Alum bank, PA, 2006.
- [78] Fiberline Composites, Fiberline Design Manual. 1995.
- [79] American Composites Manufacturers Association (ACMA), Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures. 2010.
- [80] BSI, BS EN ISO 377. Steel and steel products - Location and preparation of samples and test pieces for mechanical testing, Londres, 1997.
- [81] ASTM D 695-02. Standard Test Method for Compressive Properties of Rigid Plastics, 2006.
- [82] CEN, EN ISO 527-1, Determination of tensile properties - Part 1: General principles, 1997.
- [83] CEN, EN ISO 527-5, Determination of tensile properties - Part 5: Test conditions for unidirectional fibre-reinforced plastic composites, 1997.
- [84] CEN, EN ISO 527-4, Determination of tensile properties - Part 4: Test conditions for isotropic and orthotropic fibre-reinforced plastic composites, 1997.
- [85] CEN, EN ISO 14125, Fibre-reinforced plastic composites - Determination of flexural properties, 1998.
- [86] ASTM D 2344/D 2344 M, Standard Test Method for Short-Beam Strength of Polymer Matrix Composite Materials and Their Laminates, 2006.
- [87] ASTM D 5379/D 5379 M, Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method, 2005.
- [88] European Committee for Standardization, EN-10002-1: Metallic materials Tensile testing Part 1: method of test at ambient temperature. Brussels, 2001.
- [89] ASTM D 5573, Standard Practice for Classifying Failure Modes in Fiber-Reinforced-Plastic (FRP) Joints, 2005.
- [90] ASTM D 5868, Standard Test Method for Lap Shear Adhesion for Fiber Reinforced Plastic (FRP) Bonding, 2008.
- [91] ASTM D 1002, Standard Test Method for Apparent Shear Strength of Single-Lap-Joint Adhesively Bonded Metal Specimens by Tension Loading ( Metal-to-Metal), 2005.
- [92] A. Mosallam, Design guide for FRP composite connections. Reston, Virginia, 2011.
- [93] Simulia, Abaqus 6.11 User's Manual. 2011.
- [94] R. El-Hajjar & R. Haj-Ali, "Mode-I fracture toughness testing of thick section FRP composites using the ESE(T) specimen" Eng. Fract. Mech., vol. 72, no. 4, pp. 631–643, 2005
- [95] K. J. Rasmussen, "Full-range Stress-strain Curves for Stainless Steel Alloys" Univ. Sydney Dep. Civ. Eng. Sydney NSW Res. Rep. No R811, 2001.



- [96] Y. Ling, "Uniaxial True Stress-Strain after Necking," AMP J. Technol., vol. 5, no. 1, pp. 37–48, 2004.
- [97] P. A. Sloof and R. M. Schuster (2000), "Yield Strength Increase of Cold Formed Sections Due to Cold Work of Forming," in 15<sup>th</sup> Int. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures.



## Anexo A. – Ensaios de caracterização mecânica do material

### A.1. Introdução

Neste anexo são ilustrados os gráficos de todos os provetes considerados válidos nos ensaios de caracterização mecânica do material, assim como as tabelas detalhadas com os resultados obtidos.

### A.2. Compressão

Tabela A.1- Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal da alma.

<b>Provete</b>	<b><math>L_{provete}</math> (mm)</b>	<b><math>A_{min}</math> (mm<sup>2</sup>)</b>	<b><math>F_{cu}</math> (kN)</b>	<b><math>\sigma_{cu}</math> (MPa)</b>	<b><math>\epsilon_{cu}</math> (m/m)</b>	<b><math>E_c</math> (GPa)</b>
CAL-1	34,32	145,03	50,2	346	1,51%	27,1
CAL-2	34,22	147,38	53,6	364	1,57%	26,7
CAL-3	34,05	145,45	53,3	366	1,51%	25,2
CAL-4	34,25	150,80	-	-	-	-
CAL-5	34,15	148,53	59,9	403	1,64%	26,7
CAL-6	34,17	141,48	51,6	365	1,56%	23,0
CAL-7	34,07	139,37	53,1	381	1,53%	24,9
CAL-8	34,20	146,42	58,1	397	1,23%	31,4
		<b>Média</b>	54,3	375	1,51%	26,4
		<b>Desv. Pad.</b>	3,49	20,3	0,13%	2,62
		<b>C. Var.</b>	6,43%	5,41%	8,59%	9,90%

Tabela A.2 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal da alma.

<b>Provete</b>	<b><math>L_{provete}</math> (mm)</b>	<b><math>A_{min}</math> (mm<sup>2</sup>)</b>	<b><math>F_{cu}</math> (kN)</b>	<b><math>\sigma_{cu}</math> (MPa)</b>	<b><math>\epsilon_{cu}</math> (m/m)</b>	<b><math>E_c</math> (GPa)</b>
CAT-1	34,71	133,20	4,94	37,1	1,57%	3,08
CAT-2	33,58	134,24	6,93	51,6	1,47%	3,64
CAT-3	34,03	132,93	6,14	46,2	1,68%	2,50
CAT-4	34,31	133,98	3,23	-	-	-
CAT-5	34,17	132,95	4,54	34,2	2,37%	1,36
CAT-6	33,70	134,40	3,96	-	-	-
		<b>Média</b>	4,96	42,3	2,23%	2,65
		<b>Desv. Pad.</b>	1,38	8,06	0,43%	0,97
		<b>C. Var.</b>	27,7%	19,1%	19,1%	36,8%

Tabela A.3 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal dos banzos.

Provete	$L_{provete}$ (mm)	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{cu}$ (kN)	$\sigma_{cu}$ (MPa)	$\epsilon_{cu}$ (m/m)	$E_c$ (GPa)
CBL-1	34,01	131,17	46,0	351	1,52%	25,1
CBL-2	34,43	132,71	-	-	-	-
CBL-3	34,32	131,25	35,2	268	1,14%	22,8
CBL-4	34,16	126,80	-	-	-	-
CBL-5	34,21	132,34	41,2	312	1,40%	21,0
CBL-6	34,28	131,98	49,7	376	1,58%	23,1
CBL-7	34,30	133,29	44,6	335	1,50%	22,5
CBL-8	34,13	138,27	-	-	-	-
<b>Média</b>			43,4	328	1,80%	22,9
<b>Desv. Pad.</b>			5,47	41,07	0,20%	1,46
<b>C. Var.</b>			12,6%	12,5%	11,1%	6,39%

Tabela A.4- Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal dos banzos.

Provete	$L_{provete}$ (mm)	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{cu}$ (kN)	$\sigma_{cu}$ (MPa)	$\epsilon_{cu}$ (m/m)	$E_c$ (GPa)
CBT-1	34,91	130,67	6,72	51,4	1,39%	3,39
CBT-2	34,93	127,05	6,76	53,2	1,07%	5,30
CBT-3	35,16	128,63	5,10	39,7	1,48%	2,76
CBT-4	34,13	128,79	4,93	38,3	1,43%	3,45
CBT-5	33,91	128,55	2,99	-	-	-
CBT-6	34,48	130,95	5,91	45,2	1,71%	3,16
CBT-7	34,28	129,43	3,76	-	-	-
CBT-8	34,69	127,25	6,69	52,6	1,23%	5,38
<b>Média</b>			5,36	46,7	1,48%	3,91
<b>Desv. Pad.</b>			1,43	6,65	0,21%	1,14
<b>C. Var.</b>			26,7%	14,2%	14,4%	29,1%

Tabela A.5 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.

Provete	$L_{provete}$ (mm)	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{cu}$ (kN)	$\sigma_{cu}$ (MPa)	$\epsilon_{cu}$ (m/m)	$E_c$ (GPa)
C40L-1	36,42	144,22	-	-	-	-
C40L-2	36,29	149,24	-	-	-	-
C40L-3	35,07	150,29	47,12	314	1,24%	27,2
C40L-4	36,25	141,57	51,0	360	1,05%	-
C40L-5	34,82	142,70	39,5	277	1,43%	22,0
C40L-6	36,21	149,74	48,3	323	0,80%	-
<b>Média</b>			46,5	318	1,13%	24,6
<b>Desv. Pad.</b>			4,93	34,21	0,27%	-
<b>C. Var.</b>			10,6%	10,8%	23,7%	-

Tabela A.6 - Resultados dos ensaios de compressão na direcção transversal da chapa de 40 mm.

Provete	$L_{provete}$ (mm)	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{cu}$ (kN)	$\sigma_{cu}$ (MPa)	$\varepsilon_{cu}$ (m/m)	$E_c$ (GPa)
C40T-1	34,10	140,08	7,07	50,5	1,59%	3,07
C40T-2	34,54	136,92	7,36	53,8	1,80%	3,57
C40T-3	34,67	139,66	7,17	51,4	1,89%	3,09
C40T-4	34,85	139,09	-	-	-	-
C40T-5-	34,07	140,72	7,23	51,4	1,83%	4,33
C40T6	33,89	137,93	8,19	59,4	1,61%	4,34
<b>Média</b>			7,40	53,3	1,82%	3,68
<b>Desv. Pad.</b>			0,45	3,63	0,17%	0,63
<b>C. Var.</b>			6,10%	6,81%	9,09%	17,1%

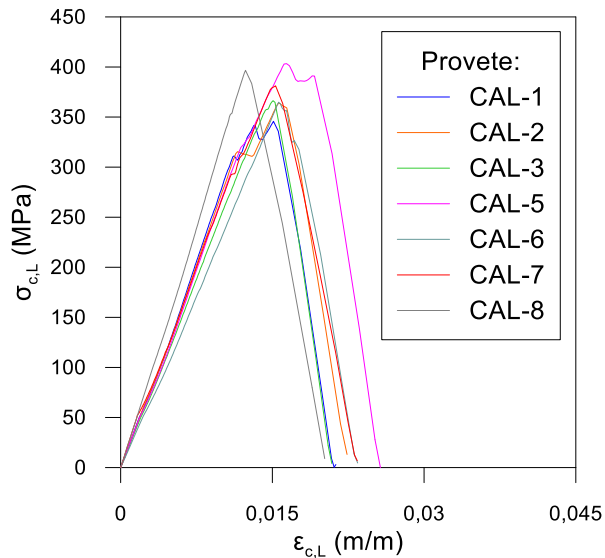


Figura A.1 - Curvas  $\sigma_c$ - $\varepsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais da alma.

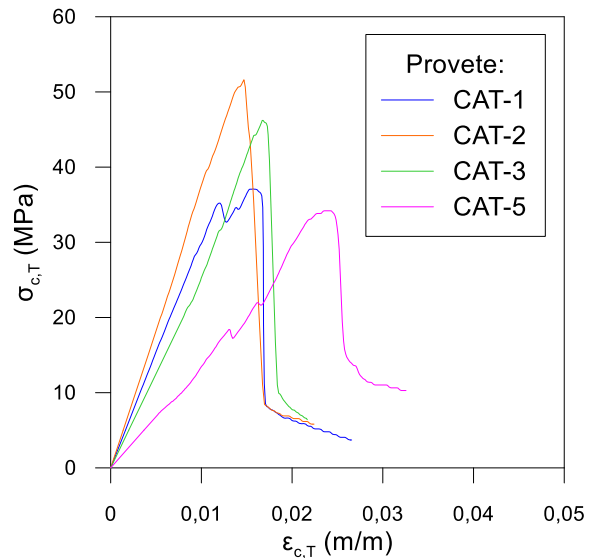


Figura A.2 - Curvas  $\sigma_c$ - $\varepsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes transversais da alma.

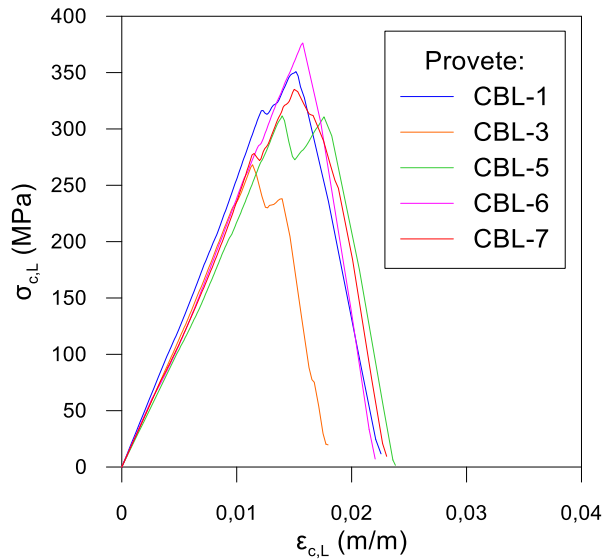


Figura A.3 - Curvas  $\sigma_c-\epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais dos banzos.

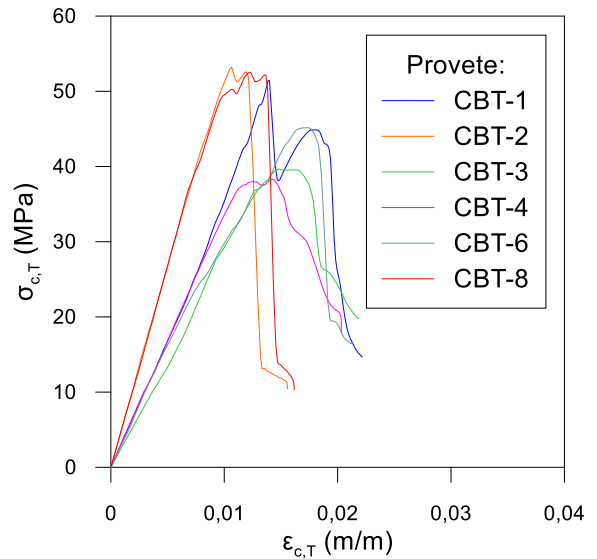


Figura A.4 - Curvas  $\sigma_c-\epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes transversais dos banzos.

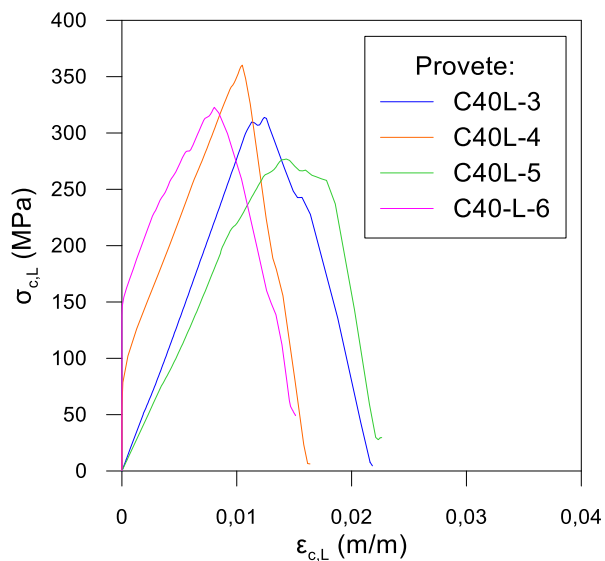


Figura A.5 - Curvas  $\sigma_c-\epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.

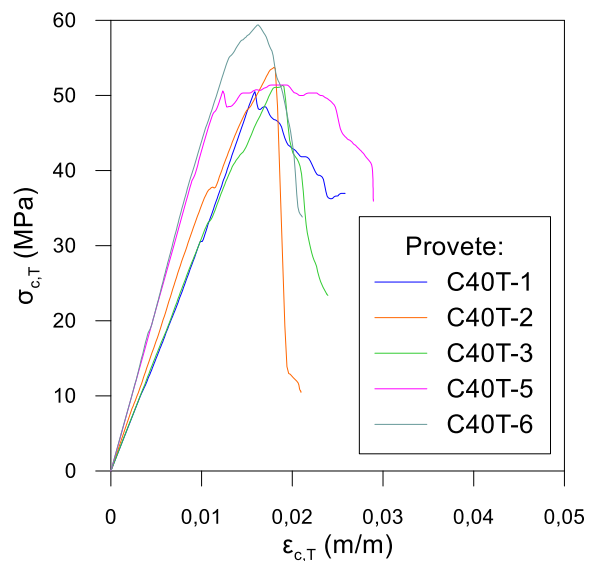


Figura A.6 - Curvas  $\sigma_c-\epsilon_c$  para o ensaio à compressão dos provetes transversais da chapa de 40 mm.

### A.3. Tracção (GFRP)

Tabela A.7 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal da alma.

Provete	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{tu}$ (kN)	$\sigma_{tu}$ (MPa)	$\varepsilon_{tu}$ (m/m)	$E_t$ (GPa)	$\nu_{LT}$ (-)
TAL-1	193,09	69,3	359	0,83%	43,6	-
TAL-2	186,22	73,5	395	0,95%	44,7	0,18
TAL-3	193,84	77,3	399	0,93%	42,2	0,23
TAL-4	189,27	77,0	407	0,99%	41,7	0,19
TAL-5	186,10	63,0	339	0,88%	43,1	0,24
TAL-6	193,17	77,5	401	0,98%	42,8	0,26
TAL-7	184,18	71,4	387	0,89%	44,6	0,15
TAL-8	190,15	72,9	383	0,92%	45,7	0,33
<b>Média</b>		72,7	3843	0,92%	43,6	0,22
<b>Desv. Pad.</b>		4,93	23,5	0,05%	1,37	0,06
<b>C. Var.</b>		6,78%	6,12%	5,81%	3,15%	27,3%

Tabela A.8 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal dos banzos.

Provete	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{tu}$ (kN)	$\sigma_{tu}$ (MPa)	$\varepsilon_{tu}$ (m/m)	$E_t$ (GPa)	$\nu_{LT}$ (-)
TBL-1	198,54	60,9	307	0,78%	42,0	0,29
TBL-2	199,08	72,8	366	0,83%	47,6	0,35
TBL-3	200,31	73,3	366	0,88%	44,4	0,29
TBL-4	190,62	59,6	313	0,91%	37,4	0,24
TBL-5	198,24	72,9	368	1,01%	39,9	0,32
TBL-6	201,86	72,8	361	1,07%	39,4	0,26
TBL-7	193,79	67,2	347	0,94%	38,6	0,26
TBL-8	203,64	-	-	-	-	-
<b>Média</b>		68,5	347	0,92%	41,33	0,29
<b>Desv. Pad.</b>		6,03	26,2	0,10%	3,58	0,04
<b>C. Var.</b>		8,80%	7,56%	11,0%	8,66%	13,3%

Tabela A.9 - Resultados dos ensaios de tracção do GFRP na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.

Provete	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{tu}$ (kN)	$\sigma_{tu}$ (MPa)	$\varepsilon_{tu}$ (m/m)	$E_t$ (GPa)	$\nu_{LT}$ (-)
T40L-1	181,56	65,6	361	1,27%	32,1	0,28
T40L-2	183,07	67,8	370	1,24%	32,1	0,27
T40L-3	185,09	67,2	363	1,24%	31,8	0,28
T40L-4	180,34	67,1	372	1,22%	32,4	0,29
<b>Média</b>		66,9	367	1,24%	32,1	0,28
<b>Desv. Pad.</b>		0,93	5,34	0,02%	0,27	0,007
<b>C. Var.</b>		1,39%	1,46%	1,72%	0,85%	2,65%

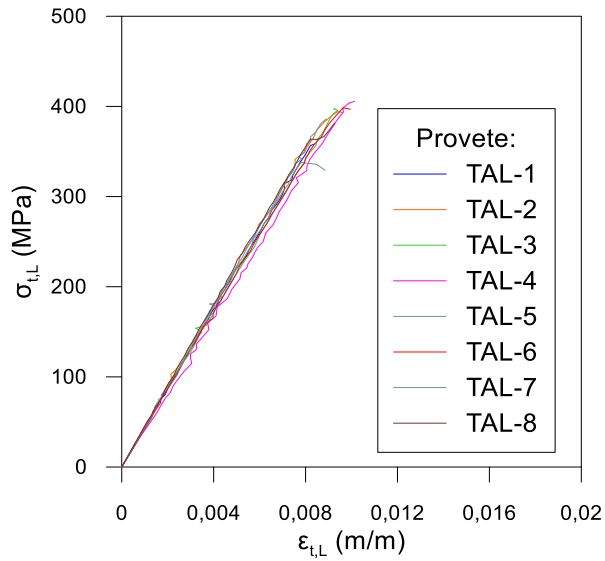


Figura A.7 - Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_t$  para o ensaio à tracção do GFRP dos provetes longitudinais da alma.

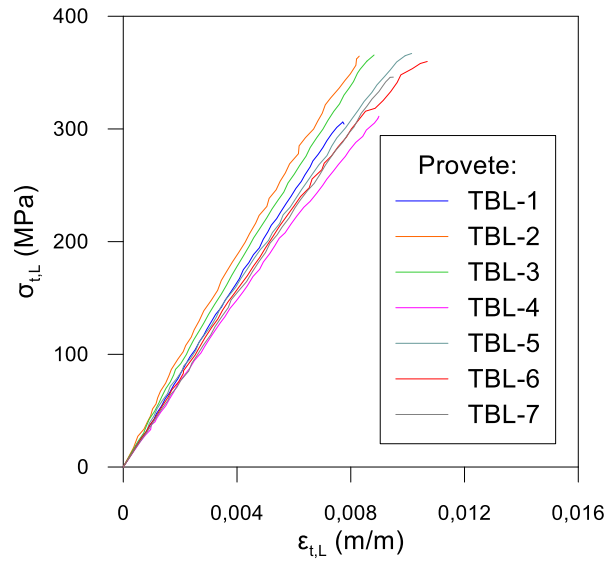


Figura A.8 - Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_t$  para o ensaio de tracção do GFRP dos provetes longitudinais dos banzos.

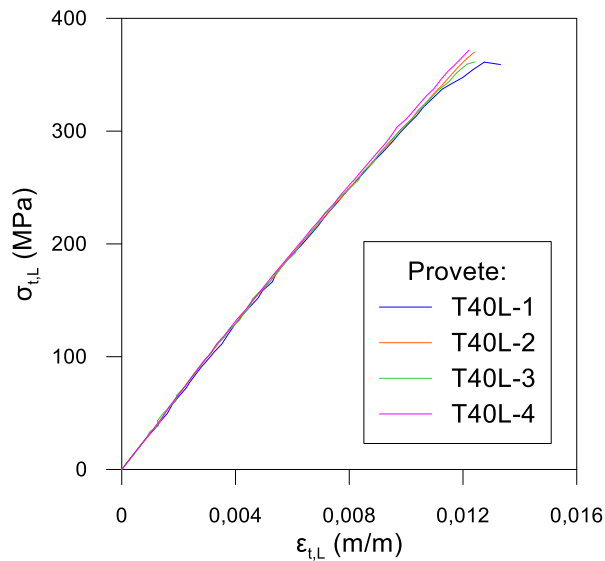


Figura A.9 - Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_t$  para o ensaio à tracção do GFRP dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.



## A.4. Flexão

Tabela A.10 - Resultados dos ensaios de flexão na direcção longitudinal da alma.

Provete	$b$ (mm)	$t$ (mm)	$F_{fu}$ (kN)	$\sigma_{fu}$ (MPa)	$\varepsilon_{fu}$ (m/m)	$E_f$ (GPa)
FAL-1	13,57	8,00	-	-	-	-
FAL-2	14,53	8,02	1,81	466	1,44%	37,3
FAL-3	14,71	7,95	1,95	503	1,54%	37,6
FAL-4	13,87	8,01	1,69	456	1,42%	36,4
FAL-5	14,70	8,00	1,98	505	1,42%	37,6
FAL-6	13,94	8,01	1,75	470	1,42%	36,9
FAL-7	14,80	8,01	1,75	441	1,20%	37,7
FAL-8	14,58	7,98	1,69	438	1,33%	36,1
FAL-9	14,69	8,01	1,76	447	1,34%	35,1
FAL-10	14,01	7,99	1,62	435	1,30%	38,3
<b>Média</b>			1,78	462	1,38%	37,0
<b>Desv. Pad.</b>			0,12	26,4	0,10%	0,97
<b>C. Var.</b>			6,69%	5,71%	7,11%	2,63%

Tabela A.11 - Resultados dos ensaios de flexão na direcção longitudinal dos banzos.

Provete	$b$ (mm)	$t$ (mm)	$F_{fu}$ (kN)	$\sigma_{fu}$ (MPa)	$\varepsilon_{fu}$ (m/m)	$E_f$ (GPa)
FBL-1	12,65	7,84	1,21	375	1,22%	32,8
FBL-2	13,34	7,76	1,44	430	1,46%	35,7
FBL-3	13,72	7,87	1,36	384	1,31%	34,4
FBL-4	13,17	7,75	1,46	443	1,23%	39,6
FBL-5	13,86	7,85	1,47	413	1,54%	31,9
FBL-6	13,86	7,81	1,44	409	1,42%	32,6
FBL-7	14,22	7,75	1,11	313	1,17%	33,0
FBL-8	14,27	7,83	1,38	379	1,22%	35,6
<b>Média</b>			1,36	393	1,32%	34,4
<b>Desv. Pad.</b>			0,13	40,7	0,14%	2,50
<b>C. Var</b>			9,58%	10,4%	10,3%	7,27%

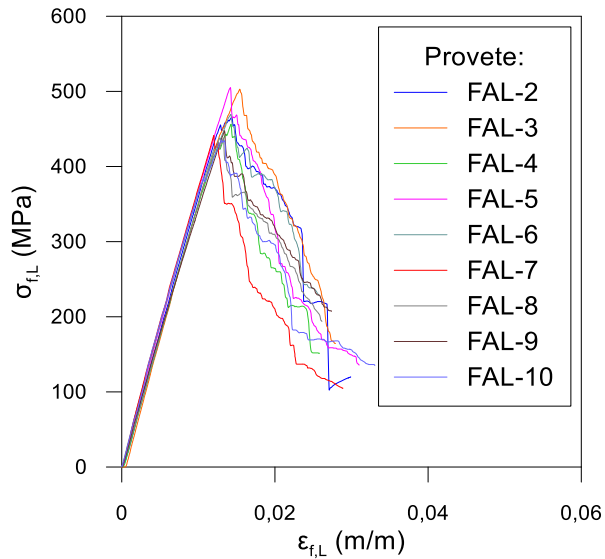


Figura A.10 - Curvas  $\sigma_f\text{-}\epsilon_f$  para o ensaio à flexão dos provetes longitudinais da alma.

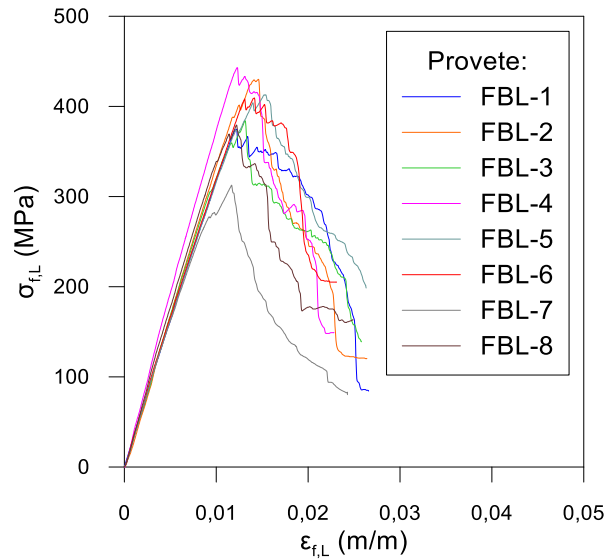


Figura A.11 - Curvas  $\sigma_f\text{-}\epsilon_f$  para o ensaio de flexão dos provetes longitudinais dos banzos.

## A.5. Corte interlaminar

Tabela A.12 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal da alma.

Provete	$b$ (mm)	$t$ (mm)	$F_{ciu}$ (kN)	$\sigma_{ciu}$ (MPa)
CIAL-1	15,47	7,97	4,84	29,5
CIAL-2	15,25	8,01	4,28	26,3
CIAL-3	14,65	8,02	4,22	27,0
CIAL-4	15,30	8,01	4,20	25,7
CIAL-5	15,63	8,02	4,34	26,0
CIAL-6	15,17	8,01	4,44	27,4
CIAL-7	14,96	8,00	4,58	28,7
CIAL-8	15,26	8,02	4,19	25,6
<b>Média</b>			4,39	27,0
<b>Desv. Pad.</b>			0,23	1,42
<b>C. Var.</b>			5,21%	5,27%

Tabela A.13 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção transversal da alma.

<b>Provete</b>	<b><i>b</i> (mm)</b>	<b><i>t</i> (mm)</b>	<b><i>F</i><sub>ciu</sub> (kN)</b>	<b><math>\sigma</math><sub>ciu</sub> (MPa)</b>
CIAT-1	19,78	8,00	1,82	8,63
CIAT-2	19,82	8,02	1,49	7,02
CIAT-3	20,15	8,07	1,77	8,17
CIAT-4	20,32	8,02	1,59	7,33
CIAT-5	19,58	8,04	1,68	7,99
CIAT-6	19,59	8,05	1,51	7,18
CIAT-7	19,11	8,05	1,40	6,84
CIAT-8	19,12	8,04	1,25	6,11
		<b>Média</b>	1,56	7,41
		<b>Desv. Pad.</b>	0,19	0,81
		<b>C. Var.</b>	12,2%	11,0%

Tabela A.14 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal dos banzos.

<b>Provete</b>	<b><i>b</i> (mm)</b>	<b><i>t</i> (mm)</b>	<b><i>F</i><sub>ciu</sub> (kN)</b>	<b><math>\sigma</math><sub>ciu</sub> (MPa)</b>
CIBL-1	15,81	7,82	5,37	32,6
CIBL-2	16,62	7,85	4,40	25,3
CIBL-3	16,18	7,87	4,82	28,4
CIBL-4	16,37	7,92	5,23	30,3
CIBL-5	16,49	7,92	5,09	29,2
CIBL-6	15,72	7,81	4,91	30,0
CIBL-7	16,32	7,76	5,21	30,9
CIBL-8	16,11	7,95	5,16	30,2
		<b>Média</b>	5,02	29,6
		<b>Desv. Pad.</b>	0,31	2,13
		<b>C. Var.</b>	6,16%	7,18%

Tabela A.15 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção transversal dos banzos.

<b>Provete</b>	<b><i>b</i> (mm)</b>	<b><i>t</i> (mm)</b>	<b><i>F</i><sub>ciu</sub> (kN)</b>	<b><math>\sigma</math><sub>ciu</sub> (MPa)</b>
CIBT-1	19,63	7,89	1,59	7,69
CIBT-2	20,08	7,72	0,76	3,66
CIBT-3	20,12	7,86	0,60	2,84
CIBT-4	19,09	7,84	1,50	7,54
CIBT-5	19,11	7,80	1,20	6,06
CIBT-6	19,80	7,75	0,70	3,44
CIBT-7	19,61	7,83	1,14	5,57
CIBT-8	19,84	7,83	1,15	5,55
		<b>Média</b>	1,08	5,29
		<b>Desv. Pad.</b>	0,37	1,84
		<b>C. Var.</b>	33,9%	34,7%

Tabela A.16 - Resultados dos ensaios de corte interlaminar na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.

Provete	$b$ (mm)	$t$ (mm)	$F_{ciu}$ (kN)	$\sigma_{ciu}$ (MPa)
CI40L-1	16,23	7,87	5,58	32,8
CI40L-2	16,34	7,93	5,91	34,2
CI40L-3	15,32	8,08	5,50	33,4
CI40L-4	16,19	7,92	5,17	30,2
CI40L-5	15,82	8,35	5,68	32,2
CI40L-6	15,55	7,99	5,29	31,9
<b>Média</b>			5,52	32,4
<b>Desv. Pad.</b>			0,27	1,37
<b>C. Var.</b>			4,85%	4,21%

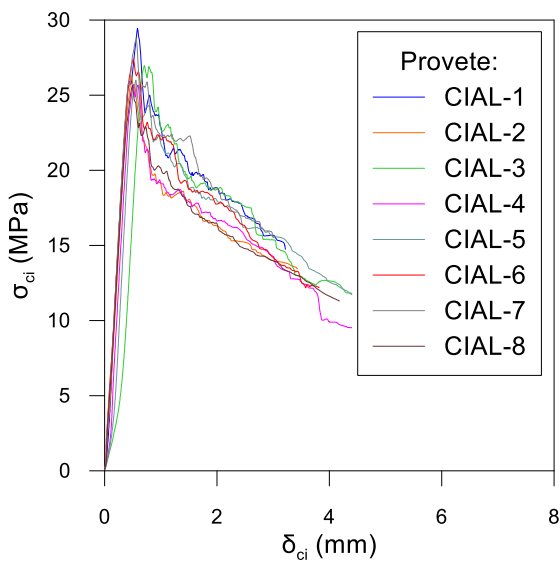


Figura A.12 - Curvas  $\sigma_{ci}$ - $\delta_{ci}$  para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais da alma.

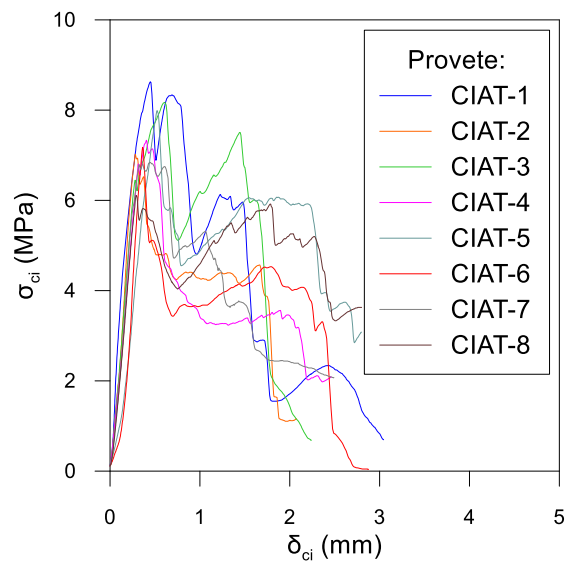


Figura A.13 - Curvas  $\sigma_{ci}$ - $\delta_{ci}$  para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes transversais da alma.

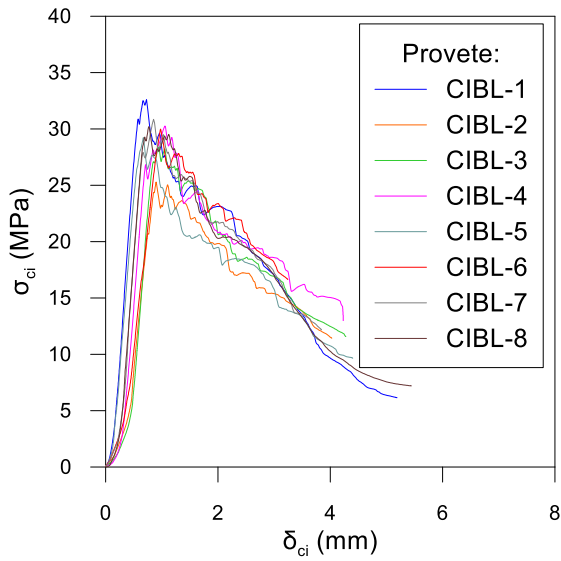


Figura A.14 - Curvas  $\sigma_{ci}$ - $\delta_{ci}$  para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais dos banzos.

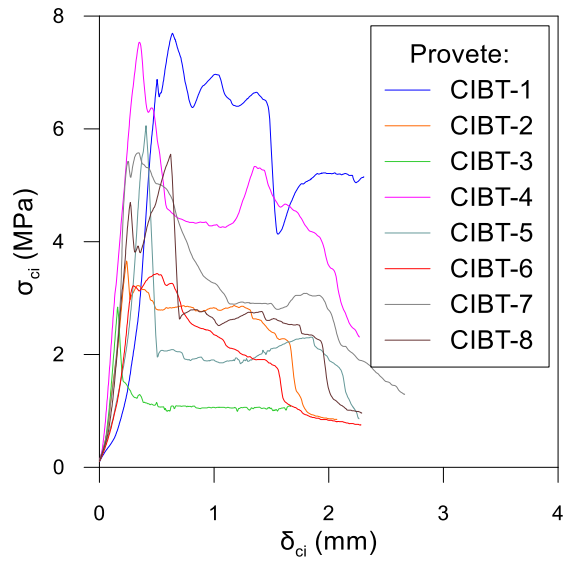


Figura A.15 - Curvas  $\sigma_{ci}$ - $\delta_{ci}$  para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes transversais dos banzos.

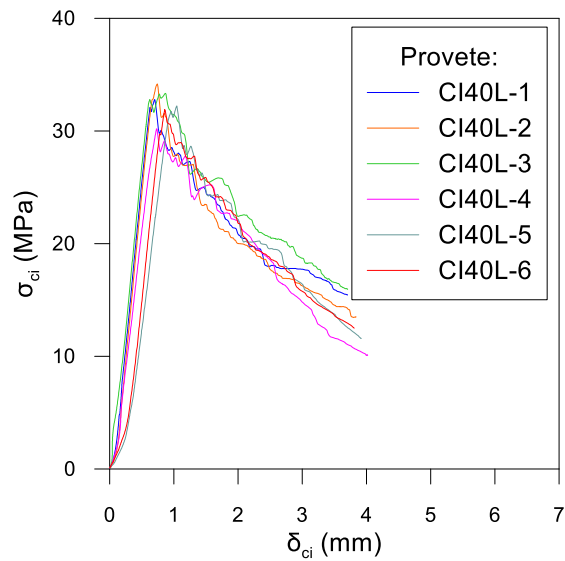


Figura A.16 - Curvas  $\sigma_{ci}$ - $\delta_{ci}$  para o ensaio ao corte interlaminar dos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.

## A.6. Corte no plano – método de Iosipescu

Tabela A.17 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de Iosipescu, na direcção longitudinal da alma.

<b>Provete</b>	$A_{min} (mm^2)$	$F_{cpu} (kN)$	$\tau_{cpu} (MPa)$	$\gamma_{cp} (-)$	$G_{LT} (GPa)$
CPAL-1	87,77	3,95	45,0	1,98%	-
CPAL-2	113,06	5,14	45,4	2,30%	2,63
CPAL-3	99,10	4,93	49,8	2,38%	-
CPAL-4	97,20	4,62	47,6	2,36%	3,73
CPAL-5	98,50	4,14	42,1	1,90%	3,06
CPAL-6	97,70	5,67	58,1	2,64%	3,69
CPAL-7	96,08	4,12	42,9	1,99%	-
CPAL-8	103,60	5,09	49,2	3,30%	2,90
CPAL-9	103,52	4,91	47,5	1,96%	-
CPAL-10	94,48	4,70	49,7	2,35%	2,74
<b>Média</b>		4,73	47,7	2,31%	3,12
<b>Desv. Pad.</b>		0,54	4,54	0,42%	0,47
<b>C. Var.</b>		11,4%	9,51%	18,2%	15,2%

Tabela A.18 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de Iosipescu, na direcção transversal da alma.

<b>Provete</b>	$A_{min} (mm^2)$	$F_{cpu} (kN)$	$\tau_{cpu} (MPa)$	$\gamma_{cp} (-)$	$G_{TL} (GPa)$
CPAT-1	107,06	3,05	28,5	1,22%	4,88
CPAT-2	108,03	3,33	30,8	1,59%	3,19
CPAT-3	103,75	3,49	33,7	1,98%	3,42
CPAT-4	103,72	3,02	29,1	1,05%	5,96
<b>Média</b>		3,22	30,5	1,46%	4,36
<b>Desv. Pad.</b>		0,23	2,31	0,41%	1,30
<b>C. Var.</b>		7,04%	7,56%	28,3%	29,9%

Tabela A.19 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção longitudinal dos banzos.

<b>Provete</b>	$A_{min} (mm^2)$	$F_{cpu} (kN)$	$\tau_{cpu} (MPa)$	$\gamma_{cp} (-)$	$G_{LT} (GPa)$
CPBL-1	105,70	4,77	45,1	2,56%	2,98
CPBL-2	101,54	4,73	46,6	2,85%	2,51
CPBL-3	98,66	-	-	-	-
CPBL-4	105,15	4,87	46,3	2,50%	3,79
CPBL-5	98,11	4,25	43,3	3,70%	3,59
CPBL-6	103,41	5,26	50,9	1,65%	3,60
CPBL-7	110,78	5,61	50,6	3,76%	2,90
CPBL-8	108,10	5,04	46,6	3,05%	2,61
<b>Média</b>		4,93	47,1	2,87%	3,14
<b>Desv. Pad.</b>		0,43	2,76	0,73%	0,52
<b>C. Var.</b>		8,71%	5,86%	25,6%	16,5%

Tabela A.20 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção transversal dos banzos.

<b>Provete</b>	$A_{min} (mm^2)$	$F_{cpu} (kN)$	$\tau_{cpu} (MPa)$	$\gamma_{cp} (-)$	$G_{LT} (GPa)$
CPBT-1	99,23	2,50	25,2	1,33%	2,45
CPBT-2	108,77	2,88	26,5	1,34%	2,23
CPBT-3	109,00	2,34	21,5	1,14%	3,03
CPBT-4	115,36	-	-	-	-
CPBT-5	114,81	3,60	31,3	1,31%	3,39
CPBT-6	113,65	2,20	19,4	0,87%	1,89
CPBT-7	103,77	2,46	23,7	1,64%	2,27
CPBT-8	103,01	3,40	33,0	2,33%	2,15
<b>Média</b>		2,77	25,79	1,42%	2,49
<b>Desv. Pad.</b>		0,54	4,95	0,46%	0,53
<b>C. Var.</b>		19,6%	19,2%	32,4%	21,4%

Tabela A.21 - Resultados dos ensaios de corte no plano, pelo método de losipescu, na direcção longitudinal da chapa de 40 mm.

<b>Provete</b>	$A_{min} (mm^2)$	$F_{cpu} (kN)$	$\tau_{cpu} (MPa)$	$\gamma_{cp} (-)$	$G_{LT} (GPa)$
CP40L-1	104,09	5,98	57,4	3,50%	2,26
CP40L-2	106,94	5,34	49,9	3,01%	2,46
CP40L-3	97,28	4,86	49,9	2,52%	2,39
CP40L-4	93,14	4,77	51,3	3,22%	3,49
<b>Média</b>		5,24	52,1	3,06%	2,65
<b>Desv. Pad.</b>		0,55	3,58	0,42%	0,56
<b>C. Var.</b>		10,6%	6,86%	13,6%	21,3%

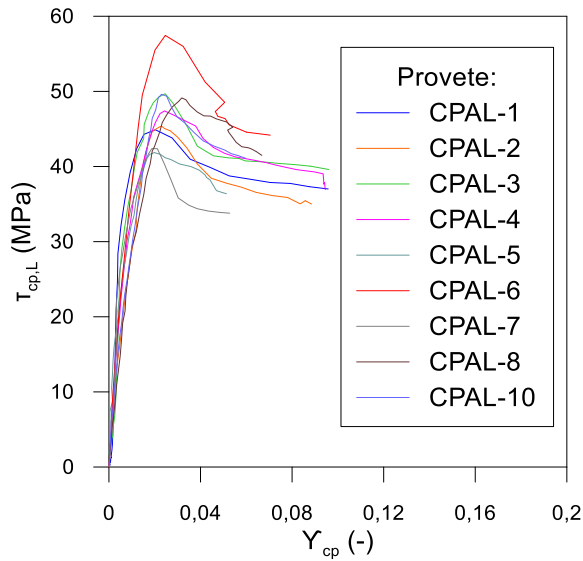


Figura A.17 - Curvas  $\tau_{cp}$ - $\gamma_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais da alma.

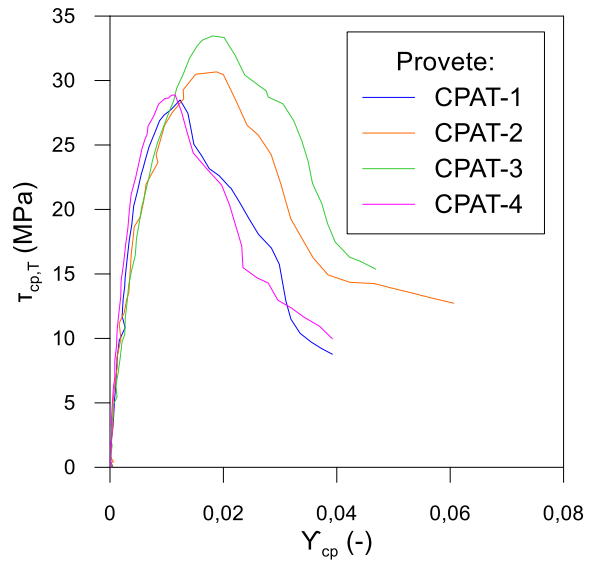


Figura A.18 - Curvas  $\tau_{cp}$ - $\gamma_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes transversais da alma.

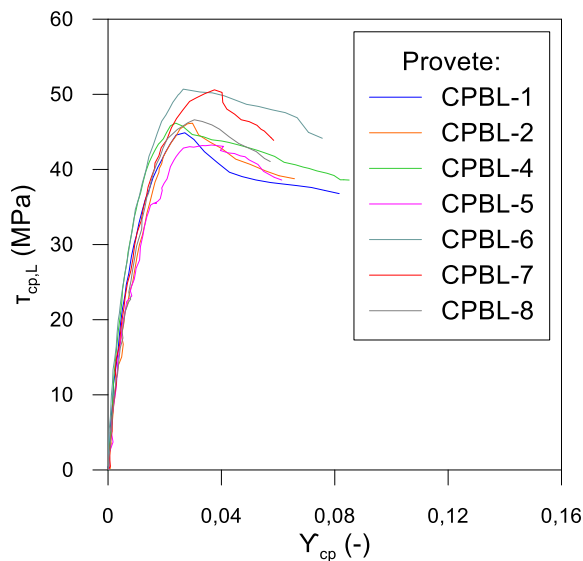


Figura A.19 - Curvas  $\tau_{cp}$ - $\gamma_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais dos banzos.

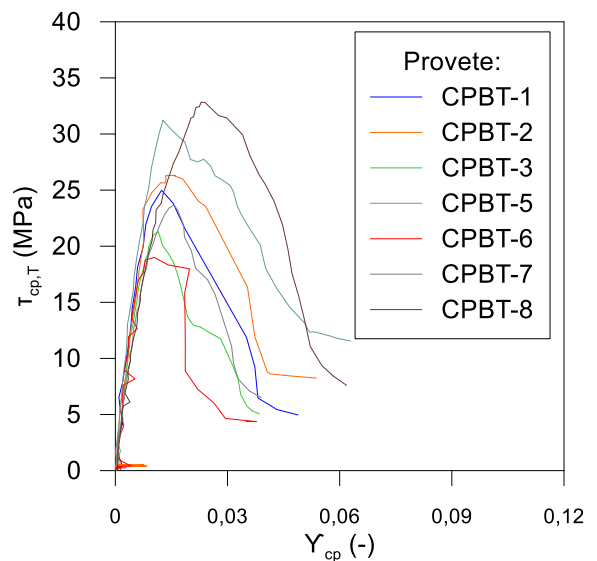


Figura A.20 - Curvas  $\tau_{cp}$ - $\gamma_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes transversais dos banzos.



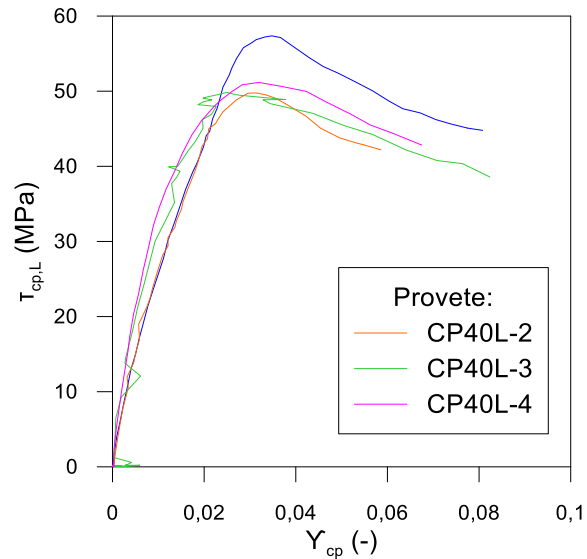


Figura A.21 - Curvas  $T_{cp,L}$ - $Y_{cp}$  para o ensaio de corte no plano, pelo método de losipescu, nos provetes longitudinais da chapa de 40 mm.

## A.7. Tracção (aço inoxidável)

Tabela A.22 - Resultados dos ensaios de tracção da chapa de 3 mm de aço inoxidável.

Provete	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{tu}$ (kN)	$\sigma_{tu}$ (MPa)	$\sigma_{ty}$ (MPa)	$\epsilon_{tu}$ (m/m)	$E_t$ (GPa)	$\nu$ (-)
T3-1	62,46	38,4	615	351	33,7%	n.d. <sup>1</sup>	n.d.
T3-2	63,00	42,7	651	366	-	n.d.	n.d.
T3-3	60,20	40,7	651	371	-	n.d.	n.d.
T3-4	66,41	42,3	637	366	58,2%	n.d.	n.d.
<b>Média</b>		41,0	638	363	46,0%	n.d.	n.d.
<b>Desv. Pad.</b>		1,94	16,7	8,69	-	n.d.	n.d.
<b>C. Var.</b>		4,73%	2,61%	2,39%	-	n.d.	n.d.

Tabela A.23 - Resultados dos ensaios de tracção da chapa de 8 mm de aço inoxidável.

Provete	$A_{min}$ (mm <sup>2</sup> )	$F_{tu}$ (kN)	$\sigma_{tu}$ (MPa)	$\sigma_{ty}$ (MPa)	$\epsilon_{tu}$ (m/m)	$E_t$ (GPa)	$\nu$ (-)
T8-1	161,81	115	708	354	45,8%	206	n.d.
T8-2	165,70	112	673	361	44,9%	197	n.d.
T8-3	164,98	114	689	364	45,5%	184	n.d.
T8-4	160,17	111	695	375	43,7%	189	n.d.
<b>Média</b>		113	691	363	45,0%	194	n.d.
<b>Desv. Pad.</b>		1,57	14,4	8,86	0,91%	9,43	n.d.
<b>C. Var.</b>		1,39%	2,09%	2,44%	2,03%	4,86%	n.d.

<sup>1</sup> n.d. – Não disponível.

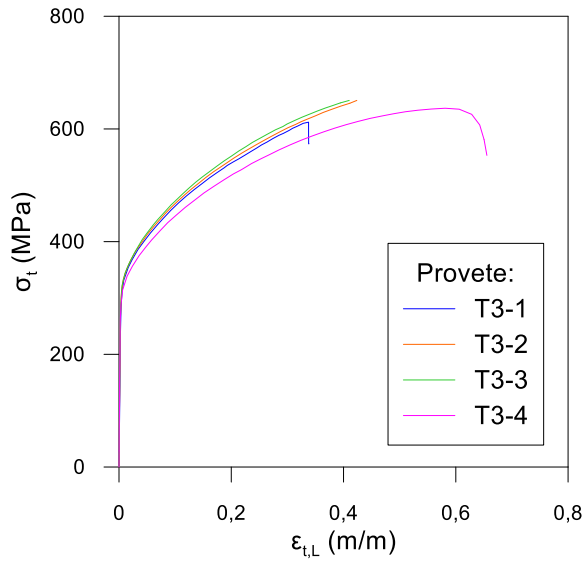


Figura A.22 – Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_{t,L}$  para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 3 mm de espessura.

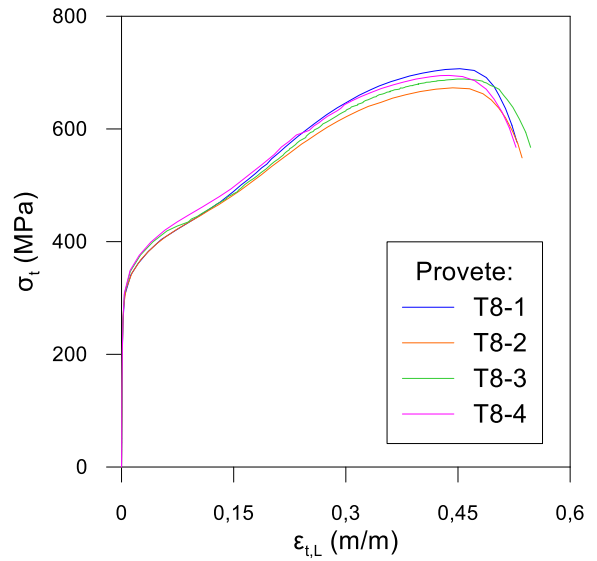


Figura A.23 - Curvas  $\sigma_t$ - $\epsilon_{t,L}$  para o ensaio de tracção no aço inoxidável nas chapas de 8 mm de espessura.