

Contributo para o desenvolvimento de um sistema inovador de ligação entre perfis de compósito de GFRP

João Pedro Sintra Viegas Sobreiro de Azevedo

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre

Engenharia Civil

Orientadores

Professor Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Professor Doutor Mário Rui Tiago Arruda

Júri

Presidente: Professor Doutor Luís Manuel Coelho Guerreiro

Orientador: Professor Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Vogais: Professor Doutor Jorge Miguel Silveira Filipe Mascarenhas Proença

Outubro de 2016

Agradecimentos

Primeiramente, gostaria de expressar os meus agradecimentos aos orientadores desta dissertação. Ao Professor João Ramôa Correia, por me ter permitido trabalhar num tema de tanto interesse e pelo incansável acompanhamento de todo o trabalho efetuado. Ao Professor Mário Arruda, por toda a orientação na componente numérica e pelos valiosos conhecimentos transmitidos nesta área.

Ao Eng.º David Martins, um especial agradecimento pelo acompanhamento da dissertação, em geral, e da componente experimental, em particular.

Um agradecimento aos técnicos do LERM, senhores Fernando Alves e Fernando Costa, por toda a colaboração nos ensaios experimentais.

Agradeço também à empresa ALTO Perfis Pultrudidos Lda. pelo fornecimento dos perfis utilizados nos ensaios experimentais.

Aos meus pais e irmão por todo o apoio dado, não só nesta fase, como em todo o meu percurso académico e vida.

Um agradecimento a todos os meus amigos e em especial ao Bernardo Matos, Francisco Rato, Inês Cunha, Inês Figueiredo, Inês Guerreiro, Ricardo Luz, Ricardo Raimundo, e Tiago Pereira, por todo o apoio e companheirismo demonstrado não só no decorrer desta dissertação, como em todos os outros momentos.

Resumo

Na presente dissertação apresenta-se o desenvolvimento de um sistema inovador de ligação viga-coluna entre perfis pultrudidos de GFRP. O sistema consiste num capacete em aço, exterior aos perfis, com espessura de parede muito fina (2 mm). Caracterizou-se, experimentalmente, o aço dos capacetes e duas configurações de aparafusamento: W – com um parafuso através das almas da viga; e F – com dois parafusos através dos banzos da viga. Estas duas tipologias foram ensaiadas para um carregamento monotónico e um carregamento cíclico. Com o carregamento monotónico foi possível avaliar os valores de rigidez, resistência e ductilidade da ligação, assim como o comportamento e modos de rotura/dano da mesma. Já com o carregamento cíclico avaliou-se o comportamento a ações cíclicas e foi determinada a capacidade de dissipação de energia. O comportamento monotónico das ligações foi simulado com modelos numéricos, no *software* Abaqus, recorrendo ao critério de iniciação de dano de Hashin e a um modelo de progressão de dano por energias de fratura. Foi também realizado um estudo paramétrico destas energias. Os resultados experimentais obtidos foram resultados satisfatórios, mostrando a viabilidade do sistema de ligação proposto. O uso de aço em vez de GFRP apresentou vantagens na ductilidade e capacidade dissipação de energia da ligação. Os modelos numéricos simularam razoavelmente o comportamento das ligações, apresentando, contudo, algumas limitações. Em geral, a tipologia F apresentou melhor comportamento estrutural do que a tipologia W. No entanto, esta última oferece vantagens na compatibilização com outros elementos construtivos.

Palavras-chave

Perfis pultrudidos de GFRP; Ligações viga-coluna; Ligação com capacete em aço; Ensaios experimentais; Modelação numérica; Progressão de dano.

Abstract

The current dissertation presents the development of a novel beam-to-column connection system between GFRP profiles. This system consists of an external steel cuff, produced with a very thin steel sheeting (2 mm). The properties of this steel were experimentally determined. Two distinct bolt configurations were studied: W – with one bolt through the beam webs; and F – with two bolts through the beam flanges. These two configurations were loaded monotonically and cyclically. With the monotonic tests, the values of the connections' stiffness, resistance and ductility were determined, as well as the general behaviour of the connections and their failure modes/damages. With the cyclic tests, the general behaviour of the connections to cyclic loads was studied, along with their capacity to dissipate energy. The monotonic behaviour was simulated resorting to numerical models developed with the Abaqus commercial software. The Hashin damage criterion was used in combination with a progressive damage model, based on the fracture energies of the GFRP. Furthermore, a parametric study of these energies was made. The experimental results obtained showed the viability of the connection system proposed - the use of steel presents benefits in terms of ductility and energy dissipation capacity. The numerical models simulated the behaviour of the connections reasonably well, despite some limitations. In general, configuration F presented a better structural behaviour than configuration W, although the latter offers better compatibility with other building elements.

Keywords

Pultruded GFRP profiles; Beam-to-column connection; Steel cuff connection; Experimental tests; Numerical analysis; Damage progression.

Índice

1.	Introdução	1
1.1.	Enquadramento e motivação.....	1
1.2.	Objetivos e metodologia	2
1.3.	Organização do documento	3
2.	Estado da Arte.....	5
2.1.	Considerações iniciais	5
2.2.	Perfis pultrudidos de GFRP.....	5
2.2.1.	Composição do material	5
2.2.2.	Processo de fabrico por pultrusão.....	7
2.2.3.	Aplicações de perfis de GFRP em engenharia civil	8
2.3.	Ligações entre perfis pultrudidos de GFRP	11
2.3.1.	Ensaio em ligações.....	11
2.3.2.	Modelação numérica de ligações.....	17
2.3.3.	Dimensionamento de ligações entre perfis de GFRP	21
2.4.	Considerações finais	22
3.	Estudo Experimental	25
3.1.	Considerações iniciais	25
3.2.	Programa experimental	25
3.3.	Ensaio de caracterização dos materiais.....	26
3.4.	Ensaio de ligações viga-coluna	28
3.4.1.	Geometria das peças ensaiadas	28
3.4.2.	Esquema de ensaio e instrumentação	30
3.4.3.	Procedimento experimental.....	34
3.4.4.	Ensaio monotónico – resultados e discussão.....	40
3.4.5.	Ensaio cíclico – resultados e discussão	48
3.5.	Considerações finais	55
4.	Estudo Numérico.....	57
4.1.	Considerações iniciais	57
4.2.	Descrição dos modelos	57

4.2.1.	Geometria, malha e discretização	57
4.2.2.	Propriedades mecânicas dos materiais	58
4.2.3.	Condições de fronteira	61
4.2.4.	Formulação de contacto e atrito	62
4.2.5.	Tipo de análise	62
4.3.	Resultados do estudo de malha	62
4.4.	Calibração dos modelos	64
4.4.1.	Estudo das propriedades do GFRP junto ao furo	64
4.4.2.	Estudo paramétrico das energias de fratura	65
4.5.	Resultados e discussão.....	71
4.5.1.	Tipologia W.....	71
4.5.2.	Tipologia F.....	72
4.5.3.	Comparação das propriedades mecânicas das ligações.....	74
4.6.	Considerações finais	75
5.	Conclusões e desenvolvimentos futuros.....	77
5.1.	Conclusões	77
5.2.	Perspetivas de desenvolvimentos futuros.....	79
	Referências bibliográficas	81

Índice de figuras

Figura 1: Metodologia da presente dissertação.	3
Figura 2: Pultrusão. a – secções típicas de perfis pultrudidos [5]; b – linha de fabrico por pultrusão [2].	8
Figura 3: Ponte Aberfeldy.....	9
Figura 4: Ponte Bond's Mill.....	9
Figura 5: Ponte Pontresina.....	9
Figura 6: Edifício Eyecatcher.....	9
Figura 7: ETAR de Vilamoura.....	10
Figura 8: Escultura do Porto Palácio Hotel.	10
Figura 9: Oceanário de Lisboa.	10
Figura 10: Ponte do projeto Pontalumis.	10
Figura 11: Ponte pedonal, em Viseu.	10
Figura 12: Modos de rotura distintos de ligações entre chapas de FRP por aparafusamento.	12
Figura 13: Ligações testadas por Bank <i>et al.</i> a – configurações de ligação e b – curvas momento-rotação em regime elástico.	13
Figura 14: Ligações testadas por Bank <i>et al.</i> a – tipologias de ligação e b – curvas momento-rotação.	14
Figura 15: Conector universal desenvolvido por Mosallam <i>et al.</i> a – tipologia de ligação com UC e b – curvas momento-rotação.....	14
Figura 16: Conector desenvolvido por Bank <i>et al.</i>	15
Figura 17: Primeira ligação com capacete proposta por Smith <i>et al.</i>	16
Figura 18: Ligação com capacete de Singamsethi <i>et al.</i>	16
Figura 19: Peças da ligação de Proença.	17
Figura 20: Tipologias de ligação testadas por Wu <i>et al.</i> (a) – <i>sleeve</i> e (b) – <i>flange cleated</i>	17
Figura 21: Modelo bidimensional de Harte e Mc Cann.	20
Figura 22: Modelos tridimensionais de Casalegno <i>et al.</i>	20
Figura 23: Modelos de Carrion <i>et al.</i>	21
Figura 24: Modelos de Zhang <i>et al.</i>	21
Figura 25: Geometria dos provetes de aço.	27
Figura 26: Ensaio de tração ao aço. a – provetes ensaiados e b – curva tensão-extensão.	27
Figura 27: Representação 3D da geometria da ligação.....	28
Figura 28: Geometria do capacete de aço, alçado lateral à esquerda e alçado frontal à direita. (medidas exteriores e espessura constante de 2mm).	29
Figura 29: Configuração de ligação do tipo W (soldaduras a vermelho na vista 3D).	30
Figura 30: Configuração de ligação do tipo F (soldaduras a vermelho na vista 3D).	30
Figura 31: Pórtico utilizado no ensaio das ligações (1 - guias cilíndricas de alumínio; 2 - suporte das guias).	31

Figura 32: Pormenor da fixação da coluna na extremidade superior (1 - apoio de fixação da coluna ao pórtico; 2 - chapa de fixação da coluna).	31
Figura 33: Peça metálica de encastramento da coluna.	31
Figura 34: Sistema de aplicação de carga (de cima para baixo: macaco hidráulico + rótula + célula de carga + rótula).	32
Figura 35: Unidade de pressão.	32
Figura 36: Disposição da instrumentação dos ensaios viga-coluna.	32
Figura 37: Posição do inclinómetro I1 nos ensaios monotónicos.	33
Figura 38: Posição do inclinómetro I1 nos ensaios cíclicos.	33
Figura 39: Disposição dos defletómetros D2 e D3.	33
Figura 40: Posicionamento do inclinómetro I2.	34
Figura 41: Posicionamento dos defletómetro D4 e D5.	34
Figura 42: Comparação força-deslocamentos (D1 e D8) do ensaio WM2.	35
Figura 43: Relação Força-deslocamento (D9) do ensaio WM2.	35
Figura 44: Comparação das relações momento-rotação $\Phi_{b,inc}$ e $\Phi_{b,def}$ para o ensaio WM2.	36
Figura 45: Comparação das relações momento-rotação $\Phi_{c,inc}$ e $\Phi_{c,def}$ para o ensaio WM2.	36
Figura 46: Métodos de determinação do ponto de “cedência” de acordo com [54] (a, b, c e d – diferentes métodos recomendados).	37
Figura 47: Método para obtenção dos parâmetros para análise dos ensaios monotónicos (WM2).	38
Figura 48: Histórico de deslocamentos verticais para os ensaios cíclicos da configuração W.	39
Figura 49: Histórico de deslocamentos verticais para os ensaios cíclicos da configuração F.	39
Figura 50: Parâmetros de análise para os ensaios cíclicos. (a) Forças, deslocamentos e rigidezes. (b) Áreas.	40
Figura 51: Curvas força-deslocamento das ligações com a configuração W.	41
Figura 52: Modos de rotura do provete WM1. a – plastificação do banzo inferior do capacete;	42
Figura 53: Modos de rotura do provete WM2. a – plastificação do capacete; b – deformação do capacete e abertura de fenda superficial na soldadura; c – fenda longitudinal na viga e d – esmagamento e corte nos furos, esmagamento do banzo inferior e ligações banzo-alma do banzo superior da viga.	42
Figura 54: Modos de rotura do provete WM3. a – abertura de fenda superficial na soldadura; b – esmagamento do banzo inferior e esmagamento nos furos da viga; c – rotura da ligação banzo-alma no banzo superior e fenda longitudinal a partir do furo da viga e d – fenda na coluna.	43
Figura 55: Curvas força-deslocamento vertical das ligações com a configuração F.	44
Figura 56: Modos de rotura do provete FM1. a – deformação por compressão do capacete e rotura junto à soldadura superior; b – esmagamento e arrancamento nos furos do banzo superior da viga; c – fenda na ligação banzo-alma superior da viga; d – fenda na coluna.	44
Figura 57: Modos de rotura do provete FM2. a – rotura do capacete junto da soldadura; b – esmagamento dos furos do banzo superior da viga; c – esmagamento do banzo inferior e fenda longitudinal a partir do furo do banzo inferior da viga.	45

Figura 58: Modos de rotura do provete FM3. a – rotura do capacete junto da soldadura; b – esmagamento e arrancamento nos furos do banzo superior da viga; c – esmagamento do banzo inferior da viga e	45
Figura 59: Curvas força-deslocamento vertical mais representativas de cada configuração de ligação.	46
Figura 60: Comparação entre propriedades das duas tipologias ensaiadas nos ensaios monotónicos.	47
Figura 61: Comparação da rigidez de ambas as tipologias com os limites definidos pelo Eurocódigo 3.	47
Figura 62: Curva força-deslocamento do provete WC1 vs. ensaio monotónico mais representativo (WM2).	48
Figura 63: Curva força-deslocamento do provete WC2 vs. ensaio monotónico mais representativo (WM2).	49
Figura 64. Modos de rotura do provete WC1. a – rotura da soldadura do capacete e da ligação banzo-alma superior da viga; b – rotura da ligação banzo-alma superior da viga e c – esmagamento e arrancamento por corte nos furos, rotura das ligações banzo-alma do banzo superior e esmagamento dos cantos da viga.	49
Figura 65: Modos de rotura do provete WC2. a – rotura junto da soldadura do banzo inferior do capacete; b – rotura da ligação banzo-alma da viga e c – esmagamento nos furos, rotura da ligação banzo-alma e esmagamento dos cantos da viga.	50
Figura 66: Curva força-deslocamento do provete FC1 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).	50
Figura 67: Curva força-deslocamento do provete FC2 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).	51
Figura 68: Curva força-deslocamento do provete FC3 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).	51
Figura 69: Modos de rotura do provete FC1. a – rotura de soldadura do banzo superior do capacete; b – rotura do aço junto da soldadura da alma e c – esmagamento nos furos e arrancamento por corte num dos furos, rotura da ligações banzo-alma e esmagamento dos cantos da viga.	52
Figura 70: Modos de rotura do provete FC2. a – rotura de soldadura no banzo superior do capacete;	52
Figura 71: Modos de rotura do provete FC3. a – rotura de soldadura da alma do capacete; b – junção das roturas das soldadura da alma do capacete; c – esmagamento nos furos da viga e d – pequenas fendas nas ligações banzo-alma da viga.	52
Figura 72: Evolução da função de força relativa para a tipologia W.	53
Figura 73: Evolução da função de força relativa para a tipologia F.	53
Figura 74: Evolução da função de rigidez relativa para a tipologia W.	54
Figura 75: Evolução da função de rigidez relativa para a tipologia F.	54
Figura 76: Evolução da função de energia absorvida relativa para a tipologia W.	54
Figura 77: Evolução da função de energia absorvida relativa para a tipologia F.	54

Figura 78: Comparação entre as energias médias acumuladas por ciclo das duas tipologias.	55
Figura 79: Comparação entre propriedades das duas tipologias ensaiadas nos ensaios cíclicos (barras de erro correspondem aos valores mínimo e máximo).	55
Figura 80: Geometria dos modelos - a – tipologia W e b – tipologia F - a cinzento claro – elementos de GFRP; a azul – aço do capacete; a laranja – aço dos parafusos.	57
Figura 81: Funcionamento do modelo de degradação contínua.	60
Figura 82: Obtenção da energia de fratura na relação tensão-deslocamentos equivalentes.	60
Figura 83: Condições de fronteira dos modelos na tipologia W.	61
Figura 84: a – Curvas força-deslocamento vertical do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha; e b – evolução da força máxima com o n ^o total de elementos.	63
Figura 85: Índice DAMAGESHR do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha. a – menor discretização; b – discretização média; e c – maior discretização.	64
Figura 86: Índice PEEQ do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha. a – legenda; b – menor discretização; c – discretização média e d – maior discretização.	64
Figura 87: Tramos elásticos da tipologia F.	65
Figura 88: Anel com módulos de elasticidade degradados.	65
Figura 89: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 1 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.	66
Figura 90: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 1 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.	66
Figura 91: Danos da matriz à compressão na tipologia W com $G_{f,C}=50$ N/mm e $G_{m,T}=25$ N/mm. ...	67
Figura 92: Curvas força-deslocamento vertical 2 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.	68
Figura 93: Curvas força-deslocamento vertical 2 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.	68
Figura 94: Danos na tipologia W com $G_{f,C}=50$ N/mm, $G_{m,T}=25$ N/mm e $G_{m,C}=150$ N/mm. a – DAMAGESHR e b – DAMAGESMC.	69
Figura 95: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 3 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.	69
Figura 96: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 3 ^a fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.	70
Figura 97: Curvas força-deslocamento vertical numérica e experimental da tipologia W. Pontos assinalados de acordo com a Figura 97 e a Figura 98.	71
Figura 98: Índice DAMAGESHR para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia W. a – ($\delta=27,1$ mm; $F=7,9$ kN); b – ($\delta=70,1$ mm; $F=8,6$ kN) e c – ($\delta=96,5$ mm; $F=8,3$ kN).	72
Figura 99: Índice PEEQ para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia W. a – ($\delta=27,1$ mm; $F=7,9$ kN); b – ($\delta=70,1$ mm; $F=8,6$ kN) e c – ($\delta=96,5$ mm; $F=8,3$ kN).	72
Figura 100: Curvas força-deslocamento vertical numérica e experimental da tipologia F. Pontos assinalados de acordo com a Figura 100 e a Figura 101.	73

Figura 101: Índice DAMAGESHR para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia F.
a – ($\delta=24,1$ mm; $F=10,0$ kN); b – ($\delta=60,3$ mm; $F=14,7$ kN) e c – ($\delta=74,1$ mm; $F=15,4$ kN). 73

Figura 102: Índice PEEQ para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia F.
a – ($\delta=24,1$ mm; $F=10,0$ kN); b – ($\delta=60,3$ mm; $F=14,7$ kN) e c – ($\delta=74,1$ mm; $F=15,4$ kN). 74

Índice de tabelas

Tabela 1: Propriedades das principais fibras de elevado desempenho.	6
Tabela 2: Propriedades das matrizes termoendurecíveis.	7
Tabela 3: Principais propriedades mecânicas dos perfis pultrudidos de GFRP.	8
Tabela 4: Valores médios dos ensaios monotônicos de Proença.	17
Tabela 5: Valores de energias de fratura propostos por outros autores.	18
Tabela 6: Propriedades mecânicas do material GFRP dos perfis pultrudidos.	26
Tabela 7: Propriedades do aço.	28
Tabela 8: Histórico de deslocamentos para os ensaios cíclicos da configuração W.	39
Tabela 9: Histórico de deslocamentos para os ensaios cíclicos da configuração F.	39
Tabela 10: Parâmetros obtidos nos ensaios da configuração W.	43
Tabela 11: Parâmetros obtidos nos ensaios da configuração F.	46
Tabela 12: Valores médios relevantes de cada tipologia de ligação.	47
Tabela 13: Forças máximas e mínimas e respectivos deslocamentos de cada ensaio cíclico.	53
Tabela 14: Resumo dos refinamentos de malha testados.	58
Tabela 15: Propriedades elásticas do GFRP.	59
Tabela 16: Tensões resistentes do GFRP.	59
Tabela 17: Propriedades do aço do capacete nos modelos numéricos.	61
Tabela 18: Propriedades do aço dos parafusos classe 8.8 nos modelos numéricos.	61
Tabela 19: Combinação de energias de fratura utilizadas.	70
Tabela 20: Comparação entre valores de rigidez e resistência, experimental vs modelos.	74
Tabela 21: Comparação do desempenho a ações monotônicas da tipologia F vs. ligações <i>sleeve</i> de Proença.	78

Lista de símbolos e abreviaturas

Letras maiúsculas gregas

Δ	Diferença relativa
Φ	Rotação
$\Phi_{0,8fu}$	Rotação após rotura para 80% da força última
$\Phi_{b,def}$	Rotação na viga medida pelos defletómetros
$\Phi_{b,inc}$	Rotação na viga medida pelos inclinómetros
$\Phi_{c,def}$	Rotação na coluna medida pelos defletómetros
$\Phi_{c,inc}$	Rotação na coluna medida pelos inclinómetros
Φ_u	Rotação na rotura
Φ_y	Rotação na “cedência”

Letras minúsculas gregas

δ	Deslocamento
δ_{eq}	Deslocamento equivalente
$\delta_{eq,fC}$	Deslocamento equivalente das fibras à tração
$\delta_{eq,FT}$	Deslocamento equivalente das fibras à compressão
$\delta_{eq,mC}$	Deslocamento equivalente da matriz à tração
$\delta_{eq,mT}$	Deslocamento equivalente da matriz à compressão
$\delta_{0,8fu}$	Deslocamento após rotura para 80% da força última
$\delta_{máx}$	Deslocamento para a força máxima nos ensaios cíclicos
$\delta_{mín}$	Deslocamento para a força mínima nos ensaios cíclicos
δ_u	Deslocamento na rotura
δ_y	Deslocamento na cedência
ϵ_i	Função de resistência relativa
ϵ_r	Extensão de rotura
ϵ_u	Extensão última
$\epsilon_{u,pl}$	Extensão última plástica
ϵ_{yl}	Extensão para a tensão mínima na cedência
ϵ_{yu}	Extensão para a tensão máxima na cedência
η_i	Função de energia absorvida relativa
ν	Coefficiente de Poisson
ν_{12}	Coefficiente de Poisson (GRRP - Abaqus)
ν_{LT}	Coefficiente de Poisson (GFRP - Experimental)
ξ_i	Função de rigidez relativa
σ	Tensão
$\hat{\sigma}_{ij}$	Tensor das tensões efetivas

$\sigma_{cu,L}$	Tensão resistente longitudinal à compressão (GFRP - Experimental)
$\sigma_{cu,T}$	Tensão resistente transversal à compressão (GFRP - Experimental)
$\sigma_{fu,L}$	Tensão resistente longitudinal à flexão (GFRP - Experimental)
σ_r	Tensão de rotura
$\sigma_{tu,L}$	Tensão resistente longitudinal à tração (GFRP - Experimental)
σ_y	Tensão de cedência
σ_{yl}	Tensão mínima na cedência
σ_{yu}	Tensão máxima na cedência
σ_u	Tensão última
$\tau_{is,L}$	Tensão resistente ao corte interlaminar (GFRP - Experimental)
τ_{sh}	Tensão resistente do ensaio à tração a 10° (GFRP - Experimental)
$\tau_{sh,L}$	Tensão resistente ao corte longitudinal (GFRP - Experimental)
$\tau_{sh,T}$	Tensão resistente ao corte transversal (GFRP - Experimental)

Letras maiúsculas romanas

C_d	Coeficiente de ductilidade relativa
$C_{d,\delta}$	Coeficiente de ductilidade relativa obtido através de deslocamento
E	Módulo de elasticidade
E_{11}	Módulo de elasticidade longitudinal (GRRP - Abaqus)
E_{22}	Módulo de elasticidade transversal (GRRP - Abaqus)
$E_{c,L}$	Módulo de elasticidade longitudinal à compressão (GFRP - Experimental)
$E_{c,T}$	Módulo de elasticidade transversal à compressão (GFRP - Experimental)
$E_{t,L}$	Módulo de elasticidade longitudinal à tração (GFRP - Experimental)
F	Força
$F_{f,C}$	Índice de rotura das fibras à compressão (Abaqus)
$F_{f,T}$	Índice de rotura das fibras à tração (Abaqus)
$F_{m,C}$	Índice de rotura da matriz à compressão (Abaqus)
$F_{m,T}$	Índice de rotura da matriz à tração (Abaqus)
$F_{máx}$	Força máxima nos ensaios cíclicos
F_{min}	Força mínima nos ensaios cíclicos
F_u	Força de rotura
F_y	Força na “cedência”
$G_{f,C}$	Energia de fratura das fibras à compressão
$G_{f,T}$	Energia de fratura das fibras à tração
$G_{m,C}$	Energia de fratura da matriz à compressão
$G_{m,T}$	Energia de fratura da matriz à tração
G_{LT}	Módulo de distorção (GFRP - Experimental)
G_{ij}	Módulos de distorção (GFRP - Abaqus)
$I_{f,C}$	Índice de rotura das fibras à compressão (Hashin)

$I_{f,T}$	Índice de rotura das fibras à tração (Hashin)
$I_{m,C}$	Índice de rotura da matriz à compressão (Hashin)
$I_{m,T}$	Índice de rotura da matriz à tração (Hashin)
K	Rigidez
K_{δ}	Rigidez de translação
K_{ϕ}	Rigidez de rotação

Letras minúsculas romanas

d_f	Variável de dano das fibras (Abaqus)
d_m	Variável de dano da matriz (Abaqus)
d_s	Variável de dano ao corte (Abaqus)
d_n	Diâmetro nominal do furo
e_1	Distância do furo ao bordo de extremidade da placa
e_2	Distância do furo ao bordo lateral da placa
$f_{1,C}$	Tensão resistente longitudinal à compressão (GFRP - Abaqus)
$f_{1,S}$	Tensão resistente longitudinal ao corte (GFRP - Abaqus)
$f_{1,T}$	Tensão resistente longitudinal à tração (GFRP - Abaqus)
$f_{2,C}$	Tensão resistente transversal à compressão (GFRP - Abaqus)
$f_{2,S}$	Tensão resistente transversal ao corte (GFRP - Abaqus)
$f_{2,T}$	Tensão resistente transversal à tração (GFRP - Abaqus)

Abreviaturas

ACMA	<i>American Composites Manufacturers Association</i>
ASCE	<i>American Society of Civil Engineers</i>
ECCS	<i>European Convention for Constructional Steelwork</i>
FRP	<i>Fiber-Reinforced Polymer</i>
GFRP	<i>Glass Fiber-Reinforced Polymer</i>
IST	Instituto Superior Técnico
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência dos Materiais

1. Introdução

1.1. Enquadramento e motivação

Os compósitos de matriz polimérica reforçada com fibras (FRP) são, como o nome indica, constituídos por um reforço com fibras, podendo estas ser, tipicamente, de vidro (GFRP), aramida ou carbono, e uma matriz polimérica. No sector da construção, os compósitos de GFRP são os de utilização mais corrente devido ao seu reduzido custo de produção. Estes compósitos podem apresentar grande potencial para as aplicações da engenharia civil, em grande parte devido: (i) à elevada resistência; (ii) à leveza; (iii) ao reduzido peso próprio; (iv) à elevada durabilidade, mesmo em ambientes agressivos (químicos ou físicos); e (v) ao reduzido custo de manutenção. Em contrapartida, os GFRP têm reduzido módulo de elasticidade e apresentam rotura frágil.

Os FRPs podem ser produzidos através de vários métodos de produção, sendo a pultrusão o que apresenta menores custos. Com a pultrusão, é possível obter peças lineares com qualquer secção constante. No entanto, estas secções foram inicialmente copiadas da construção metálica, consistindo assim em perfis de parede fina. Neste processo de produção contínua, a grande maioria das fibras são orientadas segundo o eixo de pultrusão, levando a que o material tenha um comportamento anisotrópico. Este comportamento, a par dos materiais constituintes, leva a que os perfis pultrudidos de GFRP apresentem modos de rotura frágeis específicos, que devem ser tidos em conta no seu dimensionamento.

Inicialmente, as ligações viga-coluna de perfis pultrudidos de GFRP foram também copiadas da construção metálica. Assim, estas começaram por ser efetuadas por aparafusamento, através de cantoneiras de GFRP colocadas na alma da viga, e dimensionadas como rotuladas. No entanto, rapidamente se percebeu que o dimensionamento das ligações como rotuladas se tornava muito penalizador para as deformações, levando a escolhas de perfis pouco económicas. Surgiram então ligações com cantoneiras de GFRP colocadas nos banzos da viga, com o objetivo de estas poderem passar a ser dimensionadas como semi-rígidas, originando uma sequência de novos protótipos, com valores crescentes de rigidez e resistência, mas que, simultaneamente, eram cada vez mais complicados de produzir e aplicar.

Estas tecnologias de ligação foram desenvolvidas essencialmente para perfis com secção em I que, devido às características do material, apresentam modos de rotura específicos na ligação banzo-alma da coluna no caso das ligações mais rígidas e resistentes. Tal deve-se, em grande parte, ao facto de a ligação à viga ser efetuada apenas através do banzo da coluna. De facto, o uso de perfis em I prende-se sobretudo com a facilidade de copiar a construção metálica, uma vez que os benefícios no uso deste tipo de secção no caso dos perfis de GFRP não é tão claro como no caso da construção metálica. Isto prende-se com a suscetibilidade deste tipo de secções a fenómenos de instabilidade e ao reduzido desempenho do material GFRP para solicitações de corte.

Posteriormente, verificou-se então as vantagens de utilizar secções fechadas, em grande parte por estas apresentarem: (i) menor suscetibilidade a fenómenos de encurvadura local; (ii) maior rigidez de torção; (iii) maior rigidez de flexão em torno do eixo de menor inércia; e (iv) maior resistência, incluindo ao corte. Surgiram assim novos sistemas de ligação para os perfis de secção fechada, podendo estes ser efetuados pelo interior ou pelo exterior dos perfis. Estes sistemas de ligação para perfis tubulares, foram desenvolvidos com peças de ligação exteriores em GFRP, que apresentam limitações intrínsecas.

Surge assim a necessidade de estudar um sistema de ligação pelo exterior entre perfis tubulares, composto por um material metálico, que procure, assim, tirar partido da rigidez e da capacidade de deformação plástica deste material, sem detrimento da rigidez e da resistência da ligação. Esta foi a motivação subjacente à presente dissertação, integrada no projeto “*FRP-Quake - Seismic Behaviour and Ductility of Structures Built with Glass Fibre Reinforced Polymers*”, financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia (FCT) e atualmente a decorrer no Instituto Superior Técnico (IST).

1.2. Objetivos e metodologia

Esta dissertação teve como principal objetivo desenvolver um sistema inovador de ligação viga-coluna entre perfis pultrudidos de GFRP. Este sistema consistiu num capacete metálico a colocar pelo exterior dos elementos (viga e coluna), efetuando a ligação entre os elementos por encaixe e aparafusamento. Com este sistema pretendeu-se alcançar melhorias em relação aos sistemas já existentes. O capacete foi composto por um material metálico, com espessura de parede muito reduzida, procurando um desempenho positivo, não só ao nível de valores de rigidez e resistência, mas também ao nível da ductilidade e capacidade de dissipação de energia da ligação.

De forma a estudar o comportamento deste sistema inovador, foi realizada uma campanha experimental, assim como um estudo numérico recorrendo a modelos de elementos finitos. Inicialmente, na campanha experimental, foi feita a caracterização dos materiais, de forma a obter valores das suas propriedades elásticas e resistentes. Posteriormente, para duas tipologias de ligação, foram realizados ensaios monotónicos (para aferir valores de rigidez, resistência e ductilidade) e ensaios cíclicos (com o objetivo de avaliar a evolução, da rigidez, da resistência e da energia absorvida, ao longo dos ciclos). Paralelamente, foram desenvolvidos modelos numéricos com o objetivo de simular o comportamento monotónico das duas tipologias de ligação. Para tal, a definição do material nestes modelos foi feita recorrendo aos valores obtidos na caracterização dos materiais e a um modelo de propagação de dano no GFRP. Por comparação com os ensaios monotónicos, estudou-se a calibração dos modelos e foi feito um estudo paramétrico sobre as energias de fratura do material GFRP. Os resultados obtidos nos ensaios monotónicos foram comparados com os obtidos nos modelos numéricos. Finalmente, tiraram-se conclusões a partir dos ensaios monotónicos, dos ensaios cíclicos e dos modelos numéricos. A metodologia seguida na presente dissertação é resumida na Figura 1.

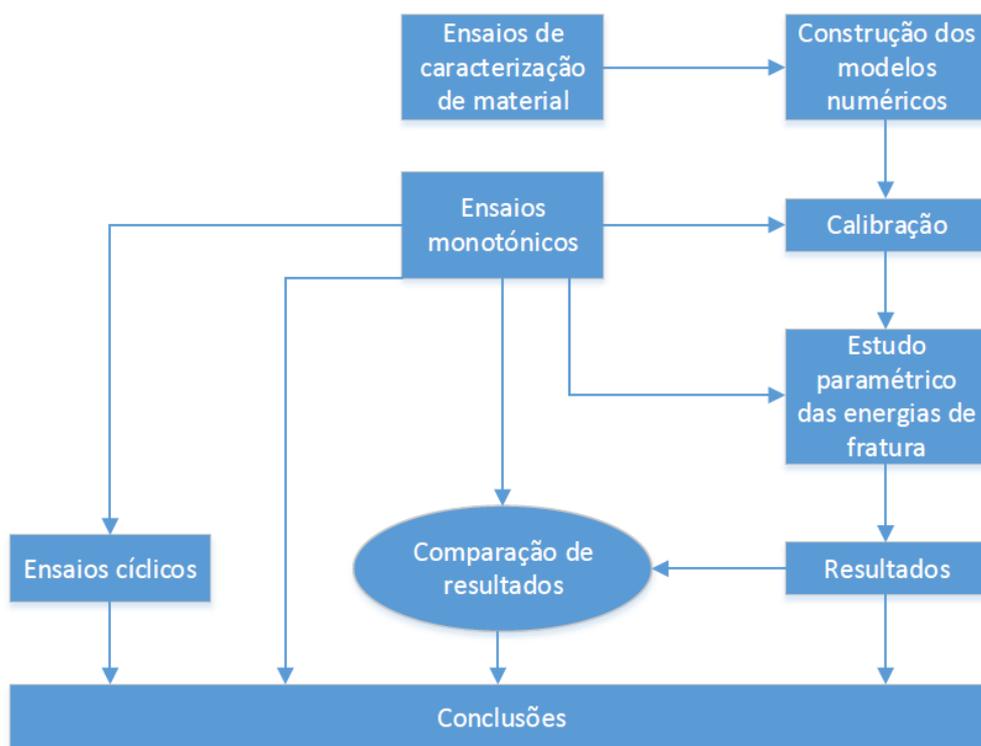


Figura 1: Metodologia da presente dissertação.

1.3. Organização do documento

O documento da presente dissertação está dividido em cinco capítulos, sendo estes descritos sucintamente na presente secção.

No presente capítulo é apresentada a introdução do tema da dissertação, sendo descrito o enquadramento e motivação da dissertação, os objetivos, a metodologia e a organização do documento.

No capítulo 2, apresenta-se o estado da arte no contexto da presente dissertação. São descritos os materiais FRP, o processo de fabrico dos perfis pultrudidos e apresentam-se exemplos da sua aplicação na indústria da construção. É apresentada a investigação, experimental e numérica, já realizada no âmbito das ligações entre perfis pultrudidos de GFRP. Por fim, aborda-se os documentos disponíveis para o dimensionamento destas ligações.

No capítulo 3, é apresentada a campanha experimental efetuada. Inicialmente, esta consistiu na realização de ensaios de caracterização do aço da peça de ligação e, posteriormente, de ensaios à escala real das ligações viga-coluna. É descrito o sistema de ligação e são apresentados e discutidos os resultados de todos os ensaios efetuados.

No capítulo 4, apresenta-se a simulação numérica do comportamento das ligações sujeitas a cargas monotónicas com recurso a modelos de elementos finitos. É feita a descrição dos modelos, estudada

a discretização da malha e a calibração dos mesmos. É realizado um estudo paramétrico das energias de fratura do GFRP e, por fim, são apresentados e discutidos os resultados obtidos.

No capítulo 5, apresentam-se as conclusões do trabalho realizado. São descritos os principais resultados obtidos, sendo estes discutidos em comparação com outros sistemas. São também apresentadas sugestões para trabalhos futuros, que poderão levar ao desenvolvimento e melhor compreensão do tema estudado.

2. Estado da Arte

2.1. Considerações iniciais

Apresentando um custo relativo cada vez mais competitivo, os FRPs têm vindo a ser crescentemente utilizados em aplicações da engenharia civil. Apesar da sua elevada resistência, o reduzido módulo de elasticidade das fibras de vidro tem elevada influência no dimensionamento de estruturas de GFRP. De facto, em geral, as deformações são o fator mais condicionante no referido dimensionamento. Assim sendo, pelo facto de as deformações serem muito influenciadas pela rigidez das ligações entre perfis, muita da investigação nas últimas décadas incidiu na procura de formas eficientes de ligação.

Neste capítulo são apresentadas as principais características e propriedades dos materiais FRP em geral e dos perfis pultrudidos de GFRP em particular, nomeadamente, o método de fabrico e as principais aplicações em engenharia civil. É também apresentada a investigação, experimental e numérica, já realizada no âmbito das ligações aparafusadas e os procedimentos disponíveis para o dimensionamento destas ligações.

2.2. Perfis pultrudidos de GFRP

Ainda que com algumas limitações, os FRP têm sido utilizados nos últimos quase 60 anos quer para construção nova, quer para reabilitação. A partir de meados dos anos 90 do século passado, estes materiais inovadores passaram a ser mais utilizados por arquitetos e engenheiros de estruturas, apesar do seu dimensionamento ainda ser baseado em procedimentos de dimensionamento propostos por autores ou em manuais dos produtores dos materiais FRP [1]. Tal deve-se ao facto de estes materiais ainda não serem cobertos por códigos de dimensionamento universalmente aceites, como é o caso dos Eurocódigos.

2.2.1. Composição do material

Os FRPs são compostos essencialmente por um reforço com fibras e uma matriz polimérica [2]. Apesar de estes serem os dois principais constituintes dos FRP, podem existir ainda, incorporados na matriz polimérica, aditivos e material de enchimento (*filler*). Deste modo, é possível reduzir o custo, bem como melhorar certas propriedades e o próprio processo de fabrico [2].

Sendo as fibras o reforço do compósito, estas são naturalmente as responsáveis pela resistência e rigidez aos principais esforços a que o compósito pode ser sujeito, sobretudo no que se refere a esforços axiais. Apesar da existência de outras fibras, usualmente, são utilizadas para a produção de FRP três tipos de fibras de elevado desempenho: (i) carbono; (ii) vidro e (iii) aramida. De entre as fibras de carbono, existem quatro classes cujas propriedades são apresentadas na Tabela 1. Já as fibras de aramida caracterizam-se por serem, das três, as que apresentam menor peso e maior tenacidade, podendo apresentar propriedades dentro dos intervalos apresentados na Tabela 1. No entanto, estes dois tipos de fibras têm ainda um elevado custo de produção, levando a que as fibras de vidro sejam

as mais correntemente utilizadas em aplicações da engenharia civil. Assim sendo, as fibras de vidro são usadas para diversos produtos FRP, entre os quais os perfis pultrudidos. Existem diversas classes de fibra de vidro, nomeadamente as seguintes: E (*alkali free*, usada com mais frequência nas aplicações da engenharia civil), A (*alkali*), AR (*alkali resistant*), C (*corrosive resistant*) e S (*high strength*). Na Tabela 1 apresentam-se também as características de diferentes classes de fibras de vidro. É de referir que as fibras de vidro são sensíveis a ambientes alcalinos e à presença de sais, apresentando ainda fluência e, como referido, reduzido módulo de elasticidade [2].

Tabela 1: Propriedades das principais fibras de elevado desempenho, adaptado de [1].

Fibra	Classe	Densidade (g/cm ³)	Módulo de elasticidade (GPa)	Resistência à tração (MPa)	Extensão máxima (%)
Carbono	Corrente	1,7	250	3700	1,2
	Elevada resistência	1,8	250	4800	1,4
	Elevado módulo de elasticidade	1,9	500	3000	0,5
	Muito elevado módulo de elasticidade	2,1	800	2400	0,2
Aramida	-	1,4	70-125	3400-4100	-
Vidro	E	2,57	72,5	3400	2,5
	AR	2,7	72	1700	2,3
	A	2,46	73	2760	2,5
	C	2,46	74	2350	2,5
	S	2,47	88	4600	3,0

No que concerne às matrizes poliméricas, apesar de não serem as principais responsáveis pela resistência e rigidez do compósito, têm a função de resistir a esforços de corte interlaminar e a tensões transversais às fibras, distribuir as tensões entre as fibras, manter as fibras na sua posição, proteger as fibras dos ataques ambientais e ainda evitar que estas encurvem quando solicitadas à compressão [3]. Quando sujeitas a temperaturas moderadas, as matrizes poliméricas perdem uma parte significativa da rigidez e resistência, podendo comprometer o desempenho mecânico do compósito. Existem dois grupos de matrizes poliméricas: as termoendurecíveis e as termoplásticas. Entre as resinas termoendurecíveis, as mais utilizadas em aplicações da engenharia civil, incluem-se o poliéster, o viniléster, as epoxídicas, as fenólicas e o poliuretano, sendo as suas principais propriedades listadas na Tabela 2. As resinas termoplásticas incluem o polipropileno, a poliamida, o polietileno e o polibutileno.

Segundo Hollaway [4], que estudou as propriedades dos FRP e o seu uso em engenharia civil, a combinação entre diferentes fibras e matrizes permite obter uma infinidade de produtos com diferentes características. No entanto, para aplicações da engenharia civil são mais frequentemente utilizados os

compósitos de GFRP, ou seja, com fibras de vidro. As suas principais vantagens são o reduzido peso próprio, a elevada resistência, o reduzido custo de ciclo de vida e a elevada durabilidade. Como desvantagens, apresentam reduzido módulo de elasticidade (como referido), anisotropia e rotura frágil (tal como os restantes FRP).

Tabela 2: Propriedades das matrizes termoendurecíveis, adaptado de [1].

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

2.2.2. Processo de fabrico por pultrusão

O processo de produção de perfis de secção constante, conhecido por pultrusão, é o mais usualmente utilizado em compósitos para a construção por ser o que apresenta menores custos de produção. Este método foi desenvolvido na década de 50 do século passado, nos Estados Unidos da América, e trata-se de um processo de produção contínua de fabrico deste tipo de perfis [1]. Com este método é possível produzir todo o tipo de peças de secção constante, como barras, secções abertas, fechadas e até multicelulares. Na Figura 2-a encontram-se ilustradas as secções típicas dos perfis pultrudidos, que se caracterizam por serem, em geral, secções de parede fina copiadas da construção metálica.

O método de produção por pultrusão é ilustrado na Figura 2-b. Inicialmente, são orientadas as fibras longitudinais (*rovings*), responsáveis por grande parte da resistência nessa direção, em conjunto com as mantas (*mats e fabrics*), que conferem resistência nas outras direções e ao corte; de seguida, estas mantas são impregnadas pela matriz à passagem pela pré-forma da secção. Após a impregnação na matriz, são colocados os véus de superfície (*surface veils*), que conferem um acréscimo de proteção a agentes externos. Finalmente, o compósito passa pelo molde aquecido onde é obtida a secção final desejada, sendo o perfil puxado de forma contínua pelo sistema de tração. No final da linha, encontra-se a estação de corte, onde o perfil é cortado com o comprimento desejado. Assim, e uma vez que se trata de um processo de produção contínua, a única limitação do comprimento das peças é determinada pelo seu transporte [2].

Uma vez que neste método de produção a grande maioria das fibras se encontra orientada segundo o eixo de pultrusão, os perfis pultrudidos têm um comportamento altamente anisotrópico, levando assim a propriedades diferentes no eixo de pultrusão e nos restantes eixos. Na Tabela 3 apresentam-se as principais propriedades dos perfis pultrudidos de GFRP, onde as diferentes classes de fibra, teor e disposição das fibras e matriz, se traduzem nos intervalos de valores apresentados.

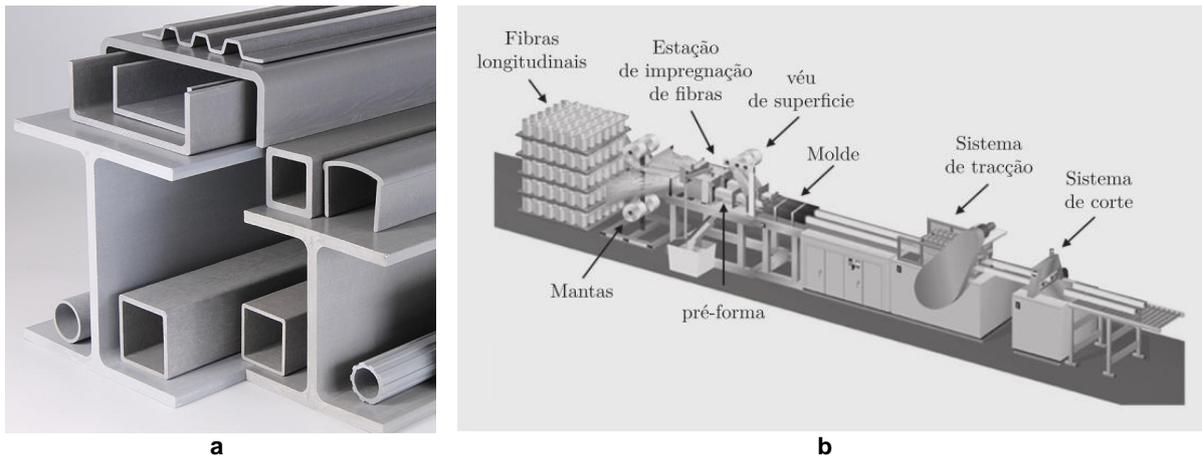


Figura 2: Pultrusão. a – secções típicas de perfis pultrudidos [5]; b – linha de fabrico por pultrusão [2].

Tabela 3: Principais propriedades mecânicas dos perfis pultrudidos de GFRP, adaptado de [2].

Propriedade	Resistência à tração (MPa)	Resistência à compressão (MPa)	Resistência ao corte (MPa)	Módulo de elasticidade (GPa)	Módulo de distorção (GPa)
Normas de ensaio	ISO 527, ASTM D 638	ISO 14126, ASTM D 695	ISO 14129, ASTM D 3846	ISO 527, EN 13706-2	ISO 14129, EN 13706-2
Direção paralela às fibras	200 – 400	200 – 400	25 – 30	20 – 40	3 – 4
Direção transversal às fibras	50 – 60	70 – 140		5 – 9	

2.2.3. Aplicações de perfis de GFRP em engenharia civil

Apesar da existência dos perfis pultrudidos de GFRP desde a década de 50 do século passado, a sua utilização na construção foi muito residual até à década de 90, a partir da qual o número de aplicações aumentou significativamente. A menor utilização até essa altura deveu-se, maioritariamente, ao facto de a construção em massa com plásticos ter sido refutada pela comunidade técnica e também pelas incertezas sobre o dimensionamento deste tipo de estruturas.

Numa primeira fase, os compósitos começaram por ser utilizados em aplicações não estruturais, que continuam a constituir a principal área de utilização deste material em engenharia civil, referindo-se os seguintes exemplos: bancos de jardim, portas e portões, corrimãos e guarda corpos, gradis de pavimentos e painéis de fachada. O uso de perfis de GFRP tem vindo a ser crescente em estruturas secundárias, como passadiços e torres de distribuição elétrica. Nestas utilizações não estruturais e secundárias, as principais vantagens exploradas são a leveza, que facilita a montagem e o transporte dos elementos (particularmente em locais remotos) e a resistência a ambientes agressivos, que se revela particularmente interessante, por exemplo, no uso em passadiços de estações de tratamento de águas residuais (ETARs).

Nos anos 80, os compósitos começaram a ser correntemente utilizados para a reabilitação de estruturas existentes. Na segunda metade dos anos 90, apesar de um uso ainda pontual, começou a verificar-se um aumento da utilização de compósitos em estruturas primárias novas, sobretudo em tabuleiros de pontes [6]. Em 1992, foi construída no Reino Unido a ponte Aberfeldy (Figura 3), tendo esta sido a primeira ponte pedonal inteiramente construída em compósitos. Em 1994, foi construída, também no Reino Unido, a ponte basculante Bond's Mill (Figura 4), sendo esta a primeira ponte rodoviária integralmente construída em compósitos. Nesta ponte, a leveza associada ao uso deste material foi determinante para uma poupança significativa no sistema de elevação.

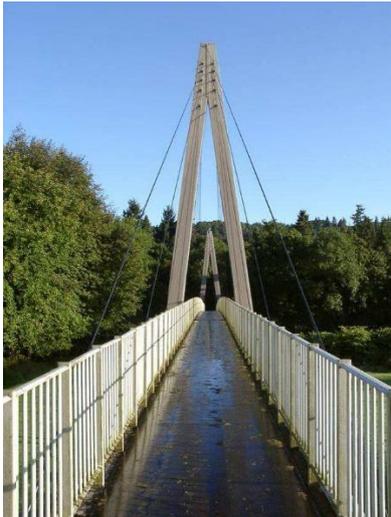


Figura 3: Ponte Aberfeldy [7].



Figura 4: Ponte Bond's Mill [8].



Figura 5: Ponte Pontresina [9].



Figura 6: Edifício Eyecatcher [10].

Em 1997, foi construída na Suíça a ponte Pontresina (Figura 5) que, tratando-se de uma ponte pedonal que permite a travessia de um rio nos Alpes, tem de ser removida na Primavera e reposta no Outono de forma a evitar o risco de cheias provocado pelo derretimento da neve no verão. A leveza do compósito permite que estas manobras de montagem e desmontagem sejam feitas com recurso a um helicóptero, que faz o transporte dos dois tramos da ponte. Em 1999, foi construído, também na Suíça, o edifício Eyecatcher (Figura 6) que, com 5 pisos, é o mais alto construído com uma estrutura porticada totalmente compósita. Neste edifício foram utilizadas ligações coladas para produzir secções transversais de dimensões superiores às que eram produzidas na altura, tendo sido utilizadas ligações aparafusadas entre os elementos constituintes da estrutura. Este edifício foi inicialmente construído em

Basileia para a Feira Suíça da Construção, tendo no final deste evento sido desmontado e remontado noutra localização, também em Basileia.

Em Portugal, também se tem verificado um número crescente de utilizações de perfis de GFRP em construção nova. No entanto, as principais aplicações, distribuídas por todo o país, são ainda em utilizações não estruturais ou em estruturas secundárias. São alguns exemplos destas aplicações (i) a ETAR de Vilamoura (Figura 7), (ii) a escultura do Porto Palácio Hotel (Figura 8) e (iii) o Oceanário de Lisboa (Figura 9). Nestas aplicações, as principais vantagens da utilização de perfis de GFRP terão sido a leveza, a reduzida necessidade de manutenção e a resistência a ambientes agressivos, como a água salgada. Ainda assim, também já existem exemplos de estruturas que, apesar de não serem integralmente em GFRP, o utilizam como elemento estrutural principal. No projeto Pontalumis, foi desenvolvido um protótipo de uma ponte pedonal, composta por dois perfis de GFRP e uma laje de betão reforçado com fibras metálicas (Figura 10). Em Viseu, no Parque da Feira de S. Mateus, encontra-se em funcionamento uma ponte pedonal composta por duas vigas em aço e uma laje multicelular pultrudida de GFRP (Figura 11).



Figura 7: ETAR de Vilamoura [11].



Figura 8: Escultura do Porto Palácio Hotel [11].



Figura 9: Oceanário de Lisboa [11].



Figura 10: Ponte do projeto Pontalumis [12].



Figura 11: Ponte pedonal, em Viseu.

As principais razões para a não existência de mais estruturas com perfis de GFRP são o seu custo inicial, o comportamento a temperatura elevada e, sobretudo, o facto de ainda não haver regulamentos para o dimensionamento deste tipo de estruturas. Em estruturas porticadas, a não existência de formas eficientes de ligar os perfis, representa uma dificuldade acrescida.

2.3. Ligações entre perfis pultrudidos de GFRP

As ligações entre perfis de GFRP podem ser efetuadas das seguintes formas: (i) por colagem; (ii) por aparafusamento e (iii) por combinação de colagem e aparafusamento (mistas). As ligações por colagem são à partida mais adequadas às características frágeis e anisotrópicas do material GFRP, por apresentarem uma distribuição de tensões mais uniforme. Ainda assim, estas ligações apresentam como principais desvantagens a dificuldade de garantir a sua qualidade em obra, a falta de conhecimento sobre o seu comportamento a longo prazo e as dúvidas quanto ao seu desempenho em situação de incêndio. Assim, e também por imitação da construção metálica, as ligações aparafusadas têm sido as mais correntemente utilizadas na construção com perfis pultrudidos, não obstante serem menos compatíveis com a natureza do material GFRP, devido ao aparecimento de concentrações de tensões elevadas na zona dos furos e ao comportamento ortotrópico do material [2].

2.3.1. Ensaio em ligações

2.3.1.1. Ligações no plano

Para o estudo de ligações aparafusadas entre perfis pultrudidos, é essencial perceber os modos de rotura possíveis nestas ligações. Tal pode ser aferido através de ensaios de sobreposição simples (*single-lap*) e sobreposição dupla (*double-lap*).

Mottram e Turvey [13] estudaram o trabalho de diversos autores com o objetivo de averiguar a influência de propriedades geométricas, como a distância do centro do parafuso ao bordo de extremidade (e_1) e ao bordo lateral da placa (e_2), e a espessura da placa em função do diâmetro do parafuso (d_n) (Figura 12). Foi ainda estudado o efeito do número de parafusos, da sua configuração e de diferentes disposições e orientações das fibras. Os autores concluíram que, apesar de já ter sido efetuada muita investigação neste domínio, a informação existente ainda é insuficiente para que se possam criar normas de dimensionamento.

Os extensos estudos nesta área permitiram identificar os quatro modos de rotura característicos apresentados na Figura 12. Estes modos são os seguintes:

- a. Rotura por esmagamento (*bearing*), que se dá por esmagamento e delaminação do material na zona envolvente do furo, e que é característica de provetes com dimensões e_1 e e_2 elevadas;
- b. Rotura por tração (*net-tension*), que se dá por rotura de toda a secção do provete na zona do parafuso e é característica de provetes com dimensão e_2 reduzida;
- c. Rotura por arrancamento do parafuso (*shear-out*), que se dá devido à formação de duas superfícies de corte e é característica de provetes com dimensão e_1 reduzida;
- d. Rotura por destacamento (*cleavage*), que se dá por tração longitudinal e transversal simultaneamente e é característica de provetes com dimensão e_1 reduzida ou por falta de resistência no sentido transversal do provete.

Analisando todos os modos de rotura, Xiao e Ishikawa [14, 15] desenvolveram um estudo experimental e numérico sobre o modo de rotura por esmagamento. Apesar de este estudo ter sido direcionado para a indústria aeronáutica, pode-se concluir que, à partida, também nos perfis pultrudidos a rotura por esmagamento será a única que poderá apresentar alguma ductilidade. Ascione *et al.* [16] também estudaram este modo de rotura, relacionando-o com o diâmetro dos parafusos e tendo verificado que a carga de rotura aumenta linearmente com o aumento do diâmetro do parafuso. No entanto, Mottram e Turvey [13] concluíram que, apesar de se poder esperar, *a priori*, que se pode dimensionar uma ligação para que a rotura se dê por esmagamento, este não é o caso para ligações com múltiplas linhas de parafusos, uma vez que nestas ligações a rotura se dá normalmente por tração ou destacamento.

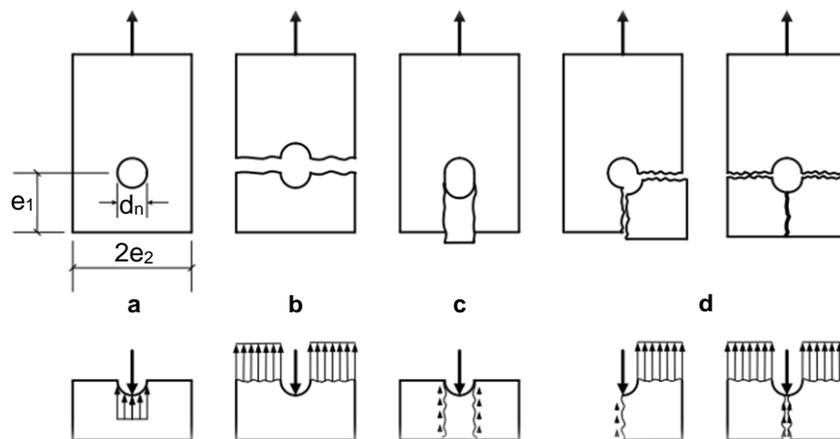


Figura 12: Modos de rotura distintos de ligações entre chapas de FRP por aparafusamento. a – esmagamento; b – tração; c – arrancamento e d – destacamento, adaptado de [17].

Quanto a ligações com múltiplas linhas de parafusos, Bank [1] compilou os resultados de vários estudos e as recomendações dos manuais dos fabricantes, fornecendo regras de pré-dimensionamento para ligações no plano. No *Eurocomp Design Code and Handbook* [18], é apresentada a distribuição das forças pelas linhas de parafusos que, ao contrário das ligações em aço, não é uniforme, devido à ausência de deformações plásticas no material. É ainda recomendado que sejam utilizados pelo menos dois parafusos por linha, não devendo ser utilizadas mais do que quatro linhas, com um máximo de quatro parafusos por linha.

2.3.1.2. Ligações viga-coluna

Inicialmente, as ligações viga-coluna entre perfis pultrudidos eram totalmente fabricadas em FRP e com configurações semelhantes às da construção metálica. Contudo, uma vez que se desconhecia o seu comportamento, o dimensionamento era efetuado considerando-as como sendo rotuladas. Assim, Mottram e Zheng [19] começaram por distinguir dois tipos de ligação: as ligações com duas cantoneiras na alma (do tipo *web cleated*), como rotuladas (ou flexíveis); e as ligações com cantoneiras no banzo (do tipo *flange cleated*), como semi-rígidas.

Bank *et al.* [20] começaram por ensaiar ligações *web cleated* (Figura 13-a-W), ligações com duas cantoneiras na alma e uma no banzo inferior (Figura 13-a-SW), ligações *flange cleated* (Figura 13-a-TS) e ligações com duas cantoneiras na alma e em ambos os banzos (Figura 13-a-TSW), totalmente compostas por perfis de GFRP. Considerando os resultados obtidos (Figura 13-b), é possível verificar que a ligação W tem um comportamento que se pode considerar rotulado, enquanto as outras tecnologias de ligação têm um comportamento semi-rígido. No que toca aos danos da ligação TSW, ocorreu rotura da ligação banzo-alma da coluna. Assim, os autores propuseram que a coluna fosse reforçada na ligação banzo-alma.

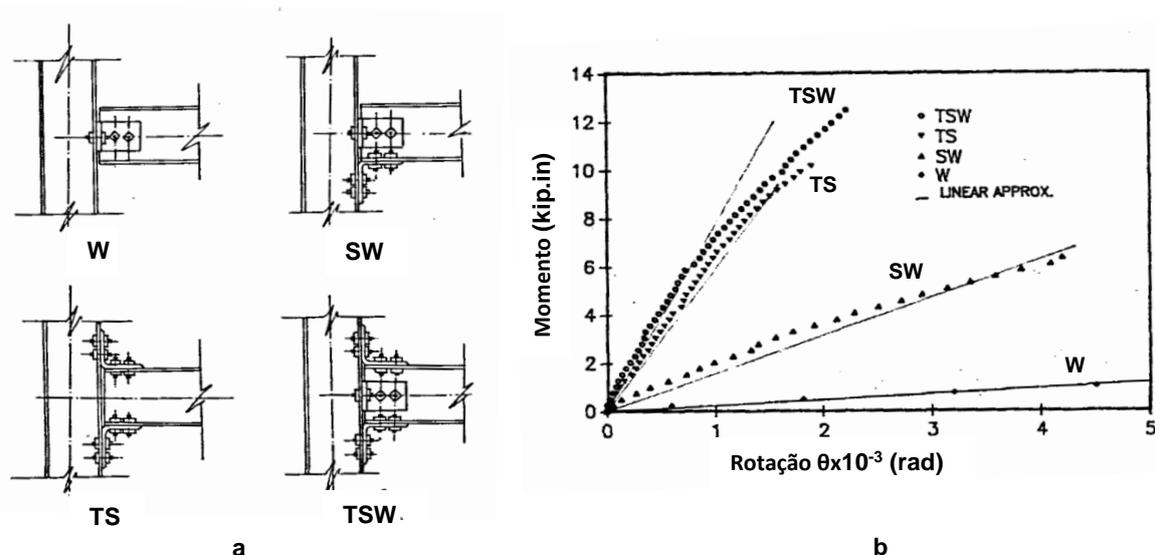


Figura 13: Ligações testadas por Bank *et al.* a – configurações de ligação e b – curvas momento-rotação em regime elástico, adaptado de [20], (1 kip.in = ~0,11 kN.m).

No decorrer dos seus estudos, Bank *et al.* [21] reviram as ligações anteriores, tendo estudado as seguintes tipologias: tipo (i) TSW (Figura 14-a), tipo (ii), com reforço do banzo da coluna (Figura 14-a), e duas novas propostas de reforço, tipo (iii), com reforço do banzo da coluna e da cantoneira superior (com as peças deste reforço ligadas por aparafusamento (Figura 14-a), e tipo (iv), com duas cantoneiras reforçadas (com as peças do reforço ligadas por colagem) e com reforços tubulares a envolver os parafusos (Figura 14-a). Ao analisar as três primeiras ligações, verificou-se que estas tinham resistência crescente e ductilidade também crescente, apesar de entrarem em rotura para momentos ainda relativamente moderados. Já a quarta ligação, apesar de apresentar uma redução da rigidez, restabeleceu de seguida um comportamento linear até ao colapso, apresentando uma resistência muito superior à das anteriores ligações, com o inconveniente de não apresentar qualquer ductilidade. Os principais modos de rotura destas duas últimas ligações foram os seguintes: para a ligação do tipo (iii), tração no sentido transversal da cantoneira reforçada; e, para a ligação do tipo (iv), rotura da colagem da cantoneira reforçada superior. No entanto, estas ligações apresentavam extrema complexidade, quer no seu fabrico, quer na montagem, dificultando a sua aplicação.

Por esta razão, na mesma altura, Mosallam *et al.* [22] sugeriram um conector universal em GFRP (UC, do inglês *universal connector*), que consistia numa cantoneira reforçada, aplicada nos banzos, superior e inferior (Figura 15-a). Os autores realizaram ensaios para três tipos de ligação: (v) ligação do tipo TS,

já anteriormente estudada, para comparação (Figura 13-a-TS); ligação do tipo (vi), com o UC nos banzos, aparafusada (Figura 15-a), e ligação do tipo (vii), com o UC nos banzos, aparafusada e colada (Figura 15-a). Os resultados obtidos (Figura 15-b) confirmaram a obtenção de melhorias, quer na rigidez, quer na resistência. No entanto, apesar de se ter verificado um aumento significativo de rigidez para a ligação do tipo (vii), a resistência destas ligações ainda se revelava relativamente reduzida, continuando, por isso, a não concretizar os objetivos estabelecidos.

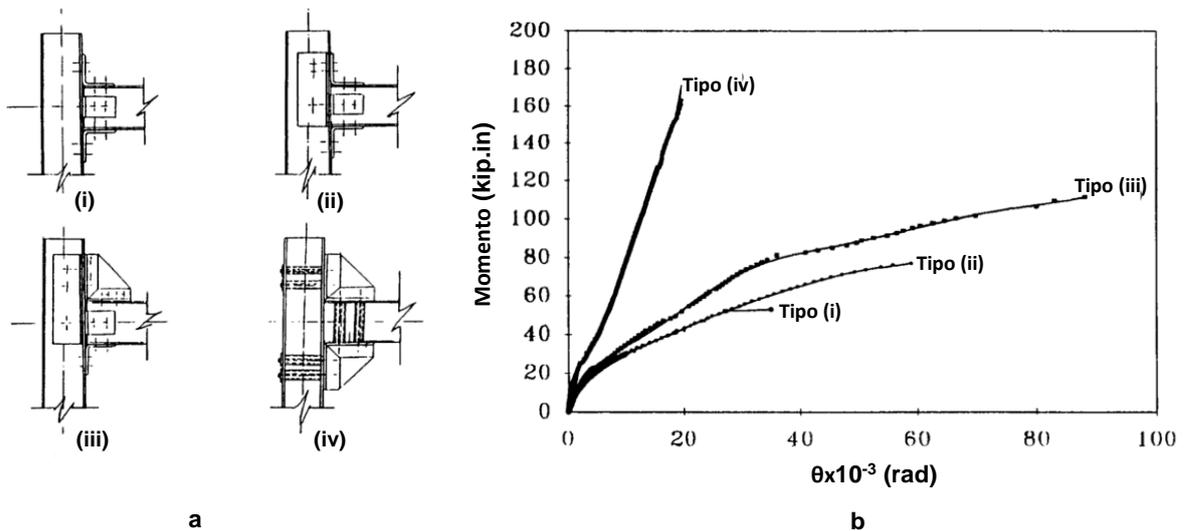


Figura 14: Ligações testadas por Bank *et al.* a – tipologias de ligação e b – curvas momento-rotação, adaptado de [21], (1 kip.in = ~0,11 kN.m).

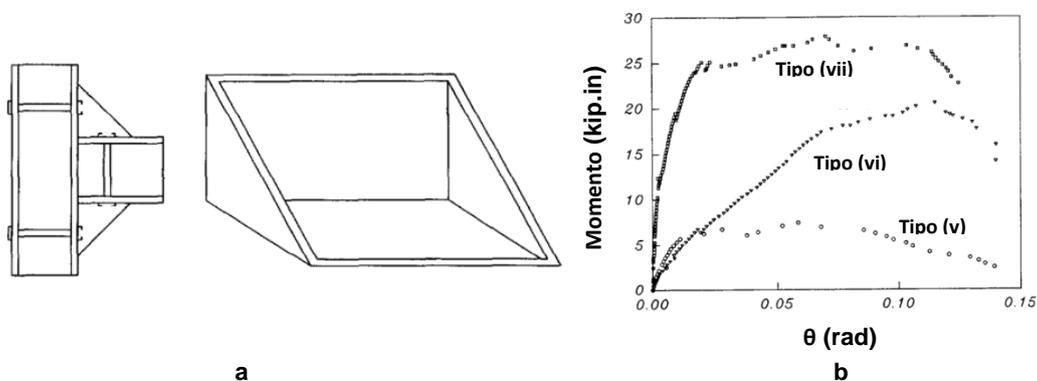


Figura 15: Conector universal desenvolvido por Mosallam *et al.* [22]. a – tipologia de ligação com UC e b – curvas momento-rotação, adaptado de [23] e [22], (1 kip.in = ~0,11 kN.m).

Também Bank *et al.* [24] criaram um novo protótipo de cantoneira reforçada em GFRP, a ser novamente aplicada nos banzos, inferior e superior (Figura 16). Citado por Smith *et al.* [23], este protótipo apresentava a melhor combinação entre resistência, rigidez, modos de rotura e facilidade de aplicação, apresentando aproximadamente o dobro da resistência que a ligação com as cantoneiras nos banzos (Figura 13-a-TS). No entanto, a rigidez era aproximadamente um terço e o modo de rotura dava-se por colapso de um parafuso à tração, sendo, por isso, frágil.

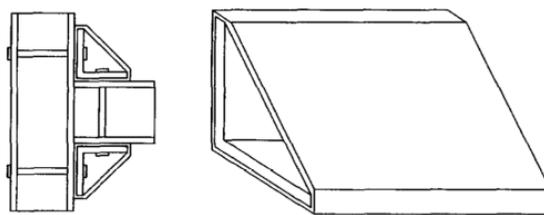


Figura 16: Conector desenvolvido por Bank *et al.* [24], [23].

Com os protótipos acima descritos, foi possível alcançar melhorias ao nível da rigidez e da resistência, bem como obter uma melhor compreensão dos encaminhamentos das cargas. No entanto, cada reforço sugerido era mais complicado de fabricar e aplicar, fazendo com que estes não fossem práticos e económicos de produzir em massa e de ser utilizados correntemente.

Assim, nos estudos posteriores, voltou-se às tecnologias iniciais, copiadas da construção metálica, procurando tirar partido do uso de outros materiais. Qureshi e Mottram [25-27] estudaram ligações do tipo *web cleated* em FRP e aço recorrendo a parafusos em aço, contempladas em manuais de fabricantes de perfis pultrudidos, tendo sido constatado que estes manuais não previam alguns modos de rotura presentes nas ligações metálicas, uma vez que estes se davam na ligação banzo-alma da coluna. Os autores verificaram também que os momentos resistentes das ligações ainda apresentavam valores muito inferiores ao do próprio perfil e que as ligações *web cleated* apresentavam danos em serviço, facto considerado inadmissível. Ainda assim, ao utilizarem ligações metálicas, os autores verificaram que a rigidez inicial era cerca de duas vezes superior à das ligações em FRP, mostrando que o uso de aço nestas ligações pode trazer vantagens significativas.

Coelho e Mottram [28], ao reverem o trabalho experimental e numérico já realizado neste domínio, chamaram à atenção para o facto de ainda não existirem recomendações (quantitativas) para o dimensionamento de ligações viga-coluna semi-rígidas, o que possibilitaria uma verificação mais realista dos estados limite de serviço e, conseqüentemente, menos penalizadora para a escolha dos perfis. É também de realçar que a cópia de ligações da construção metálica tem-se revelado pouco benéfica, sendo, por isso, de considerar o desenvolvimento de outras tecnologias, assim como o uso de perfis de secção fechada. Por sua vez, Smith *et al.* [23] identificaram que grande parte do problema pode residir no uso de perfis em I. Estes são muito populares na construção metálica, por serem fáceis de fabricar e aplicar, sobretudo quando aparafusados; porém, estas vantagens não são claras nos perfis pultrudidos, muito mais propensos, também, a fenómenos de instabilidade. Assim, segundo aqueles autores, a solução poderia residir na utilização de perfis com secção fechada, que apresentam melhor comportamento, em grande parte, devido ao facto de a secção tubular permitir o uso de chapas laterais em vez das habituais cantoneiras na alma, surgindo assim o primeiro protótipo, ilustrado na Figura 17, de uma ligação com capacete (*cuff*) em GFRP. Ao analisarem experimentalmente ligações entre perfis de secções fechadas e comparando com as ligações semelhantes em perfis em I (testadas anteriormente por outros autores), os autores identificaram aumentos de 25% na rigidez e de 280% na resistência.

Mais tarde, Carrion *et al.* [29] testaram um novo protótipo de ligação com capacete (entretanto sugerida por Singamsethi *et al.* [30] (Figura 18)) produzido inteiramente em GFRP e colado, a perfis pultrudidos ou perfis de aço. Ao fornecer um funcionamento (mais) monolítico, o objetivo desta tecnologia consistiu em aumentar a rigidez, a resistência e, sobretudo, permitir que estruturas deste tipo possam ser dimensionadas como rígidas. Esta análise foi realizada por intermédio de ensaios monotônicos e cíclicos. Com este tipo de ligação, foi possível aumentar a rigidez em mais de 20% e a resistência em 40%, por comparação com a ligação testada por Smith *et al.* [23].

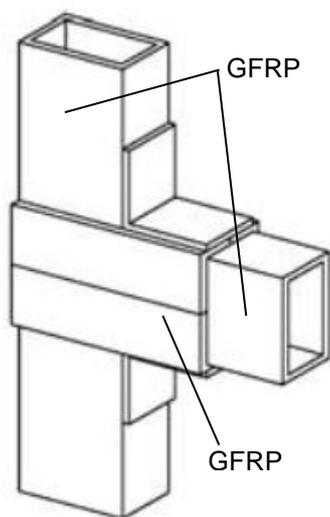


Figura 17: Primeira ligação com capacete proposta por Smith *et al.* [23], adaptado de [29].

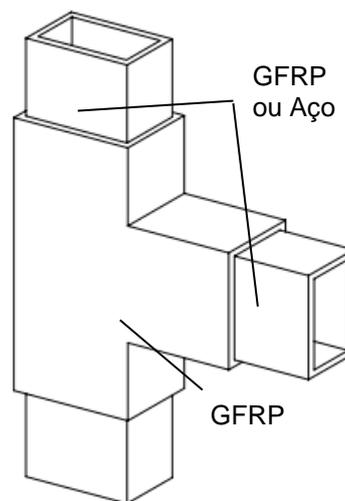


Figura 18: Ligação com capacete de Singamsethi *et al.* [30], adaptado de [31].

Mais recentemente, na sua dissertação de mestrado, Proença [32] estudou uma ligação do tipo *sleeve*, composta por dois elementos tubulares metálicos colocados no interior de uma viga e de uma coluna, ambas com secção tubular quadrada (Figura 19). Na sua campanha experimental, para quatro configurações de aparafusamento diferentes, o autor obteve os resultados indicados na

Tabela 4 para os seguintes parâmetros: rigidez de translação (K_{δ}); rigidez de rotação (K_{ϕ}); força de “cedência” (F_y); resistência última (F_u) e deslocamentos (δ) e rotações (Φ), na “cedência” (y) e na rotura (u). A obtenção destes valores é ilustrada na secção 3.4.3.2., Figura 47.

Wu *et al.* [34] propuseram uma nova ligação do tipo *sleeve* (Figura 20-(a)), tendo ensaiado também uma ligação, com geometria equivalente, do tipo *flange cleated* (Figura 20-(b)), para comparação. Na ligação do tipo *sleeve* foram testados três tipos de conexão com a viga: (i) com parafusos; (ii) com varões roscados; e (iii) por colagem. Para a ligação *sleeve* colada, os autores obtiveram valores de rigidez e de resistência respetivamente 342% e mais de 60% superiores aos da ligação do tipo *flange cleated* aparafusada. Os autores concluíram que esta nova ligação colada pode ser classificada de acordo com o Eurocódigo 3, em termos de rigidez de rotação e momento resistente, como rígida. No entanto, neste estudo, foram utilizadas colunas com secção em I de aço, não tendo, por isso, ocorrido roturas na coluna, ao contrário do que aconteceria se a coluna fosse em GFRP; neste caso, provavelmente, ocorreria rotura da ligação banzo-alma do perfil, como aconteceu na ligação TSW estudada por Bank *et al.* [20] (Figura 13-a-TSW).

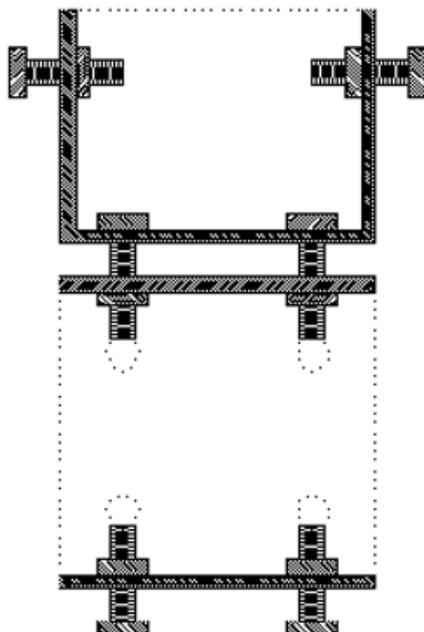


Figura 19: Peças da ligação de Proença [32], [33].

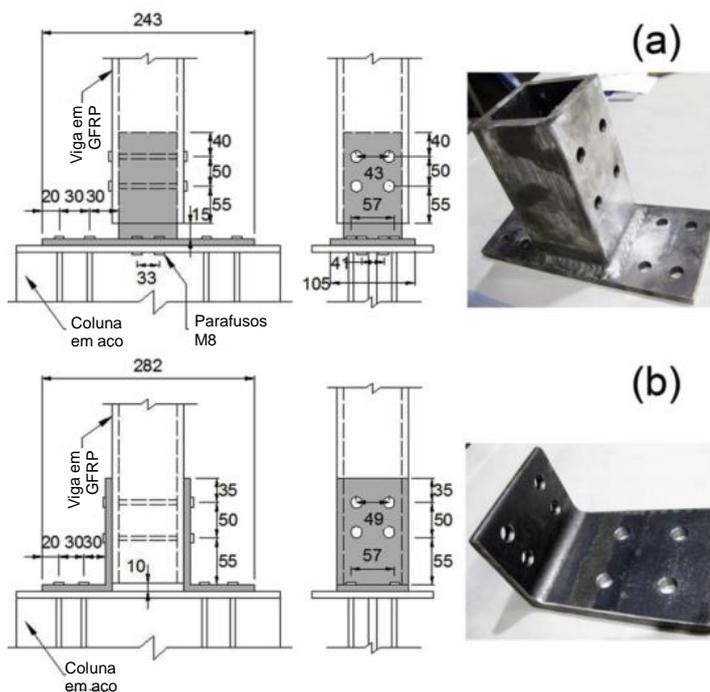


Figura 20: Tipologias de ligação testadas por Wu *et al.* [34]. (a) – sleeve e (b) – flange cleated, adaptado de [34]

Tabela 4: Valores médios dos ensaios monotónicos de Proença [32].

Configuração	K_{δ} (kN/m)	K_{ϕ} (kN.m/rad)	F_y (kN)	F_u (kN)	δ_y (mm)	δ_u (mm)	Φ_y (rad)	Φ_u (rad)
W1	139,1	46,2	3,24	4,08	23,2	33,4	0,045	0,059
F2	202,8	79,8	3,83	6,46	19,2	56,3	0,030	0,088
F2S	182,6	66,4	4,70	8,73	24,0	114,4	0,040	0,192
F4	245,3	106,0	2,90	7,03	11,3	74,9	0,017	0,122

2.3.2. Modelação numérica de ligações

A modelação deste tipo de ligações apresenta elevada complexidade, sobretudo pelo facto de os materiais FRP serem ortotrópicos e quase-frágeis. Por isso, grande parte dos estudos referentes à modelação numérica de materiais compósitos têm incidido na elaboração de modelos de propagação de dano do material. Assim, seguindo este tipo de abordagem, é essencial definir um critério de iniciação de dano para o material GFRP. Os critérios de iniciação de dano mais utilizados para materiais compósitos são os seguintes: (i) Tsai-Wu; (ii) Tsai-Hill; e (iii) Hashin [35]. Este último critério foi proposto em 1980, tendo sido posteriormente desenvolvidos vários modelos de propagação de dano, associados a este critério de iniciação. Estes podem ser modelos de degradação constante, em que a rigidez do elemento é reduzida para aproximadamente zero, após ser atingido o critério de iniciação de dano, ou de degradação contínua, em que a rigidez é gradualmente reduzida, após a ocorrência de dano. É de referir que, atualmente, nos programas comerciais, como o Abaqus, o único critério que permite o uso de modelos de propagação de dano é o critério de Hashin [35], que foi, originalmente, definido pelas seguintes equações (1) a (4),

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

$$I_{f,C} = \frac{\sigma_1}{f_{1,C}} \quad (2)$$

$$I_{m,T} = \left[\frac{(\sigma_2 + \sigma_3)^2}{f_{2,T}^2} + \frac{\tau_{23}^2 - \sigma_2 \cdot \sigma_3}{f_{2,S}^2} + \frac{\tau_{31}^2 \cdot \tau_{12}^2}{f_{1,S}^2} \right]^{1/2} \quad (3)$$

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

onde, $I_{f,T}$, $I_{f,C}$, $I_{m,T}$ e $I_{m,C}$ são, respetivamente, os índices de rotura da fibra (f) e da matriz (m), à tração (T) e à compressão (C). O elemento encontra-se danificado quando algum daqueles índices atinge 1. Os parâmetros $f_{1,T}$, $f_{1,C}$, $f_{2,T}$ e $f_{2,C}$ são, respetivamente, as resistências longitudinal e transversal, à tração e à compressão, $f_{1,S}$ e $f_{2,S}$ são as resistências ao corte longitudinal e transversal, respetivamente, σ_i são as tensões normais no elemento e τ_{ij} são as tensões tangenciais no elemento. A versão do critério de Hashin implementada no *software* comercial Abaqus é uma versão alterada da descrita pelas equações anteriores, sendo apresentada na secção 4.2.2.

Barbero *et al.* [36] utilizaram este critério de iniciação, tal como o modelo de propagação de dano contínuo mais utilizado, que atua através da redução gradual da rigidez do material do elemento. Esta evolução tem por base a libertação de energia associada ao dano, que é considerada uma propriedade do material. Este modelo é apresentado mais aprofundadamente em 4.2.2. Alguns estudos constataram que este modelo de propagação de dano apresenta boa correlação com os resultados experimentais [37, 38], sendo, também mais realista do que os modelos de degradação constante que, tipicamente, fornecem resultados muito conservativos [38]. Neste modelo de degradação contínua são considerados quatro parâmetros de energia de fratura: $G_{f,C}$, $G_{f,T}$, $G_{m,C}$ e $G_{m,T}$, respetivamente, as energias de fratura das fibras e da matriz, à compressão e à tração. A definição experimental destes valores é de elevada complexidade e os resultados referidos na literatura, para além de muito escassos (sobretudo para material pultrudido), não são consensuais entre os diferentes autores. A Tabela 5 indica valores de energias de fratura propostos para materiais compósitos de diferentes tipos, em termos de fibra e matriz.

Tabela 5: Valores de energias de fratura propostos por outros autores.

Material	Referência	$G_{f,T}$ (N/mm)	$G_{f,C}$ (N/mm)	$G_{m,T}$ (N/mm)	$G_{m,C}$ (N/mm)	Comentários
Vidro-E/Poliéster	Nunes <i>et al.</i> [39]	2,380	5,280	0,649	1,080	
Vidro ¹	Coelho e Mottram [40]	100,00	100,00	1,20	5,00	-
Vidro-E/Epóxido	Barbero <i>et al.</i> [36]	-	-	11,50	-	$G_{m,T} \in [10; 30]$
Carbono/Epóxido (T300/1034-C)	Maimí <i>et al.</i> [41]	89,83	78,27	0,23	0,76	-
Carbono/Epóxido (T300/913)	Pinho <i>et al.</i> [42]	133,00	143,00	1,00	1,00	-

¹ Os autores não identificam a matriz utilizada.

No que se refere ao tipo de elementos (tridimensionais) utilizados em estudos numéricos, Hühne *et al.* [38] observaram o fenómeno de *hourglassing*, aquando do uso de elementos do tipo C3D8R do *software* Abaqus, com oito nós e integração reduzida; de forma a eliminar este fenómeno, utilizaram nos seus modelos elementos C3D8I, com oito nós, integração completa e modos incompatíveis. Coelho e Mottram [40] utilizaram elementos *Continuum Shell* que, apesar de serem elementos tridimensionais, têm comportamentos cinemáticos e constitutivos semelhantes a elementos de casca. Por esta razão, estes elementos são normalmente utilizados em secções de parede fina, necessitando apenas de um elemento na espessura.

Quanto ao estudo numérico de ligações, à semelhança do que se verificou com os estudos experimentais, foi importante começar por estudar ligações por sobreposição simples e dupla, para que se pudesse, mais simplificadamente, averiguar se os modelos numéricos previam corretamente os modos de rotura. Foi neste sentido que Hassan *et al.* [43] estudaram a distribuição de tensões em ligações por sobreposição dupla com um ou mais parafusos, tendo concluído que os deslocamentos e a rigidez foram bem previstos pelo modelo, por comparação com os valores experimentais. Os autores concluíram ainda que existe uma grande concentração de tensões junto aos furos, mas que estas diminuem muito rapidamente com a distância ao furo, provando que não existe grande vantagem na utilização de ligações com elevada largura da chapa. Por outro lado, os modelos confirmaram a distribuição não uniforme das forças entre os parafusos para ligações com mais do que uma linha de parafusos, ao contrário do que acontece nas ligações metálicas. É de referir que os modelos numéricos também previram com eficácia os modos e cargas de rotura destas ligações.

Já para o estudo de ligações viga-coluna através de modelos numéricos, Coelho e Mottram [28] referiram que, apesar dos resultados experimentais providenciarem resultados fiáveis e que permitem uma descrição precisa do comportamento das ligações, é improvável que seja possível analisar todos os aspetos de forma criteriosa, devido ao elevado número de variáveis e potenciais modos de rotura.

Harte e Mc Cann [44] começaram por analisar uma ligação do tipo *flange cleated* com um modelo bidimensional (Figura 21), tendo obtido valores de rigidez entre 6% e 21% inferiores aos valores experimentais, dependendo do número de elementos utilizados para fazer a ligação entre o parafuso e o material FRP. No entanto, um modelo bidimensional não tem a possibilidade de considerar cantoneiras nas almas, sendo esta desvantagem ainda mais evidente para geometrias mais complexas. Como Coelho e Mottram [28] identificaram, é essencial que também seja feita a análise numérica tridimensional destas ligações para que se possa analisar cuidadosamente todos os aspetos relevantes do seu comportamento.

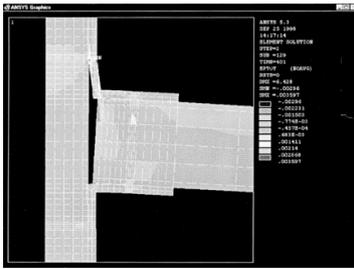


Figura 21: Modelo bidimensional de Harte e Mc Cann [44].

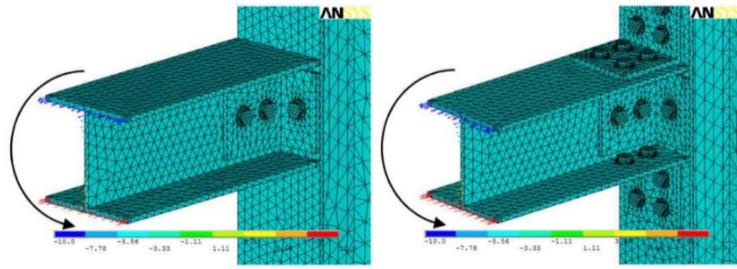


Figura 22: Modelos tridimensionais de Casalegno *et al.* [45].

Casalegno *et al.* [45] estudaram duas das ligações ensaiadas em laboratório por Bank *et al.* [20] (referidas em 2.3.2). Os autores concluíram que com elementos tridimensionais (Figura 22) e para três critérios de iniciação de dano diferentes (tensão máxima, Hashin e Puck) e um modelo de degradação constante (que considera o material absolutamente frágil), a ligação do tipo W (Figura 13-a) apresentava uma rigidez cerca de 5 vezes inferior à da ligação do tipo TSW (Figura 13-a) e que os modos de rotura simulados pelo modelo eram coerentes com os obtidos experimentalmente. A simulação dos ensaios cíclicos (recorrendo apenas ao critério da tensão máxima) mostrou que, não obstante as características frágeis dos materiais, estas ligações apresentam alguma pseudo-ductilidade.

Carrion *et al.* [31] estudaram as suas ligações com capacete (Figura 23), ensaiadas em laboratório, tendo realizado uma análise recorrendo a modelos com elementos finitos tridimensionais e utilizando o critério de Tsai-Wu como critério de rotura, e sem considerar a propagação do dano. Os autores obtiveram valores de rigidez razoavelmente semelhantes aos experimentais, para a viga e coluna compostas por GFRP. No entanto, no que se refere à viga e coluna em aço, os resultados não se revelaram tão satisfatórios. Quanto à resistência e modos de rotura, estes foram bem previstos pelo critério de Tsai-Wu. Ainda assim, o facto de os autores não considerarem a propagação do dano, impossibilita avaliar o comportamento após a ocorrência de dano, sendo a resistência obtida, a do início do dano e não a de rotura da ligação. É ainda de notar que os autores utilizaram simplificações de simetria para aumentar a rapidez de cálculo. Estas simplificações podem ter grande utilidade, pelo facto de os modelos deste tipo apresentarem malhas com elevada complexidade.

Proença [32] modelou as ligações que testou, tendo recorrido ao critério de Hashin e a um modelo de degradação por energias de fratura (do programa Abaqus). O autor constatou que a maior dificuldade na simulação com este modelo de propagação de dano reside na definição das energias de fratura do GFRP, pela ausência de informação experimental sobre o material utilizado nos ensaios. Ainda assim, o autor obteve boas correlações com os resultados experimentais recorrendo aos valores de energias de fratura de um estudo anterior de Nunes *et al.* [39], apresentados anteriormente na Tabela 5.

Zhang *et al.* [46] também recorreram ao critério de Tsai-Wu como critério de iniciação de dano, sem considerar, também, a propagação do dano, criando assim modelos numéricos (Figura 24) para a simulação do comportamento das ligações testadas por Wu *et al.* [34]. Os autores obtiveram resultados coerentes com os ensaios experimentais, apesar de a não linearidade da resposta ser apenas devida à plastificação do aço. No entanto, os danos observados no modelo foram também coerentes com os

observados experimentalmente. Os autores efetuaram ainda um estudo paramétrico e averiguaram a influência que as alterações na geometria teriam na rigidez e resistência daquele tipo de ligação.

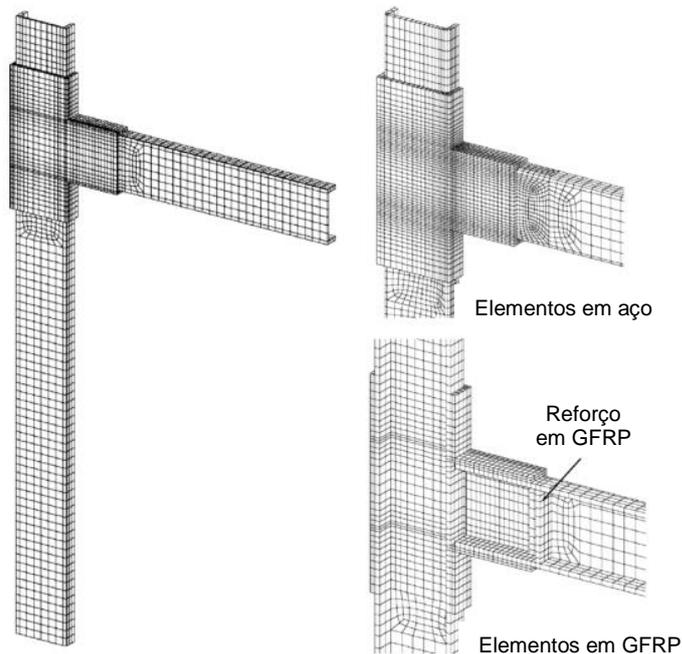


Figura 23: Modelos de Carrion *et al.* [31], adaptado de [31].

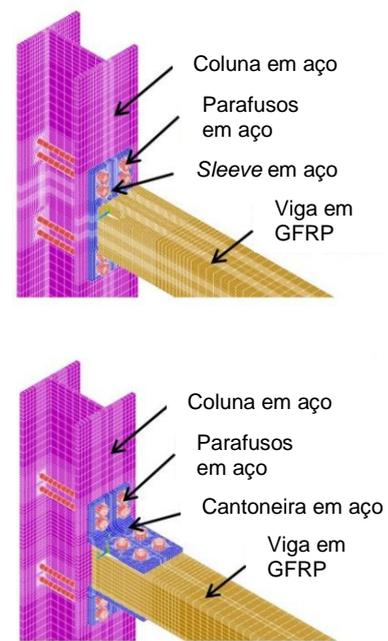


Figura 24: Modelos de Zhang *et al.* [46], adaptado de [46].

À exceção de Proença [32], todos os outros autores não tiveram em conta a propagação do dano no GFRP, pelo menos com modelos de degradação contínua (mais realistas). Por esta razão, é essencial a utilização destes modelos (apesar das incertezas quanto aos valores das energias de fratura do GFRP) para assim poder avaliar a resposta da ligação na totalidade. Só assim será possível, no futuro, avaliar com segurança o desempenho de ligações através de modelos numéricos, reduzindo as dispendiosas campanhas experimentais.

2.3.3. Dimensionamento de ligações entre perfis de GFRP

Como referido, até hoje, o dimensionamento de estruturas com perfis de GFRP pode ser efetuado recorrendo a manuais dos produtores dos perfis ou a publicações científicas. A inexistência de normas ou regulamentos específicos para o dimensionamento destes materiais deve-se naturalmente à incerteza que ainda existe sobre o seu comportamento relativamente a diversos aspetos.

Inicialmente, eram os manuais dos produtores que permitiam que os projetistas efetuassem o dimensionamento destas estruturas. Destes manuais destacam-se os seguintes exemplos: (i) *EXTREN Design Guide* (Strongwell) [47]; (ii) *Creative Pultrusions Design Guide* [48]; e (iii) *The Fiberline Design Manual* [49]. No que se refere às ligações, o manual da empresa Fiberline apresenta verificações para a resistência a diferentes modos de rotura em ligações aparafusadas, verificações dos esforços resistentes dos parafusos e critérios geométricos para as ligações viga-coluna, sendo estas recomendações ainda algo incompletas. Já nos outros dois manuais, são apresentadas recomendações de cálculo para ligações viga-coluna apenas com cantoneiras entre a alma da viga e

o banzo da coluna (*web cleated*, descritas mais à frente), sendo estas recomendações de carácter empírico. Este tipo de ligações são típicas da construção metálica (não estando otimizadas para os perfis de GFRP) e são consideradas rotuladas, não sendo contemplado o cálculo das ligações como semi-rígidas, levando assim a um (possível) ineficiente dimensionamento dos perfis. Bank [1] verificou que o facto da resistência das ligações ser obtida de forma aproximada nestes manuais, obriga a utilizar coeficientes de segurança muito elevados (na ordem de 4).

No que se refere a publicações de cariz técnico-científico, são de salientar as seguintes: (i) *Eurocomp Design Code and Handbook* [18]; (ii) *Guide for the design and construction of structures made of FRP pultruded elements* [50]; (iii) *Pre-Standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP)* [51]. O primeiro documento, editado por Clarke, apresenta métodos simplificados para o cálculo de ligações no plano, não abordando ligações viga-coluna. O segundo documento, desenvolvido pelo Conselho Nacional de Investigação Italiano e válido apenas em Itália, apresenta fórmulas empíricas para a verificação de segurança dos diferentes modos de rotura e indicações geométricas para o posicionamento dos elementos de ligação. O terceiro documento, submetido pela *American Composites Manufacturers Association* (AMCA) para aprovação por parte da *American Society of Civil Engineers* (ASCE), e com carácter pré-normativo, considera as ligações, para efeitos de cálculo de pórticos, como rotuladas. Também nestas publicações não é contemplado o cálculo de ligações como semi-rígidas.

No que diz respeito ao dimensionamento de estruturas com perfis pultrudidos, Hizam [52] refere que a maior dificuldade na construção de treliças com perfis de GFRP reside no desconhecimento do comportamento das ligações (facto ainda mais relevante nas ligações viga-coluna de pórticos). Apesar de já existir bastante investigação, quer experimental, quer numérica, com o intuito de procurar uma forma eficaz de ligar perfis de GFRP, por aparafusamento ou colagem, ainda é necessária mais investigação, de forma a obter uma melhor compreensão do comportamento destas ligações. Só assim poderão ser criadas normas e códigos de dimensionamento, que forneçam aos projetistas a confiança necessária que poderá levar ao acréscimo da utilização de perfis de GFRP em aplicações estruturais da engenharia civil.

2.4. Considerações finais

A revisão da bibliografia apresentada neste capítulo permite constatar que ainda há muita investigação por fazer no domínio dos compósitos de FRP. Estes materiais apresentam grande potencial para a construção civil, em particular os perfis de GFRP, mas o desconhecimento sobre diferentes aspetos do seu comportamento ainda não permite o desenvolvimento de normas para o seu dimensionamento. Apenas a existência destas normas fornecerá aos projetistas a confiança necessária para que o uso de perfis de GFRP passe a ser mais comum.

Uma das grandes incertezas sobre o comportamento destes perfis encontra-se no funcionamento das ligações viga-coluna de estruturas porticadas. Tal incerteza reflete-se no facto de ainda não terem sido desenvolvidos sistemas de ligação otimizados para perfis de GFRP. O desempenho das ligações é

essencial para o correto funcionamento estrutural dos pórticos e a completa compreensão sobre o comportamento das ligações em serviço e à rotura é fundamental para o seu correto dimensionamento.

Os estudos realizados para a obtenção de sistemas de ligação mais eficientes mostram grandes vantagens no uso de secções fechadas, tendo sido já propostos sistemas de ligação pelo exterior ou pelo interior dos perfis. No entanto, para ligações pelo exterior, foram apenas estudados sistemas compostos por peças em GFRP, apesar de estudos anteriores terem demonstrado os benefícios do uso de aço nas ligações entre perfis pultrudidos de GFRP.

Na componente de modelação numérica, alguns autores verificaram que o uso de modelos de degradação constante do material se revela demasiado conservativo, sendo mais realista o uso de modelos de degradação contínua. No entanto, a definição dos parâmetros destes modelos (energias de fratura) é ainda bastante complicada e não consensual na comunidade científica. Talvez por esta razão, a grande maioria dos autores ainda não recorre ao uso destes modelos, apesar de só assim poder ser possível avaliar o comportamento da ligação na totalidade.

3. Estudo Experimental

3.1. Considerações iniciais

Neste capítulo é apresentada a campanha experimental realizada para a caracterização dos materiais e das ligações viga-coluna aparafusadas, desenvolvidas no âmbito do projeto “*FRP-Quake – Seismic Behaviour and Ductility of Structures Built with Glass Fibre Reinforced Polymers*”.

Para a caracterização do material GFRP, foram utilizados valores de um estudo realizado muito recentemente [32] em que foi utilizado o mesmo material. O aço utilizado na ligação proposta, que incluiu um capacete metálico (descrito mais à frente, na secção 3.4.1.), foi ensaiado com o objetivo de aferir o seu comportamento elástico, bem como as suas propriedades resistentes.

Relativamente ao estudo das ligações, foi avaliado o comportamento de duas tipologias: ligações ao nível (i) da alma (*W – web*) e (ii) do banzo (*F - flange*), também descritas mais à frente. Cada tipologia foi avaliada para dois tipos de carregamento: (i) monotónico e (ii) cíclico. Ambos os carregamentos tiveram como principal objetivo avaliar o comportamento das ligações quando sujeitas a momento fletor e esforço transversal. Nos ensaios monotónicos, foi possível avaliar a rigidez em regime linear, o comportamento em regime não linear, a resistência última e a ductilidade das ligações. No que se refere aos ensaios cíclicos, com base num histórico de deslocamentos, previamente definido, foi avaliada a resistência, a rigidez e a energia dissipada pelas ligações em cada ciclo.

Os objetivos do estudo experimental consistiram em aferir as vantagens e desvantagens de um sistema inovador de ligação para estruturas porticadas em perfis pultrudidos de GFRP e, também, em obter dados essenciais a um estudo numérico associado.

3.2. Programa experimental

Toda a campanha experimental foi realizada no Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais (LERM) do IST.

Inicialmente, começou-se por ensaiar à tração a chapa de aço que compõe os capacetes. Através das curvas tensão-extensão obtidas, foi estimado o módulo de elasticidade e as tensões de cedência e de rotura. Para este efeito, foram ensaiados quatro provetes, cortados a partir das chapas utilizadas no fabrico dos capacetes. Nesta fase, foi também revista a campanha experimental realizada por Proença [32], em perfis de GFRP com secção tubular quadrada, semelhantes aos utilizados neste estudo.

De seguida, foram ensaiadas as ligações viga-coluna entre perfis pultrudidos de GFRP com secção tubular quadrada para as duas tipologias referidas acima – *W* e *F*. Estes ensaios foram divididos em duas fases. Numa primeira fase, foram ensaiados três provetes de cada tipologia sob a ação de um carregamento monotónico. Numa segunda fase, e após a análise dos ensaios monotónicos, foi possível determinar o histórico de deslocamentos adequado ao início do regime não linear de cada tipologia de ligação (adiante designado simplificada por “cedência”) e, assim, realizar os ensaios cíclicos.

Para esta segunda fase, foram testadas as mesmas duas tipologias, tendo sido igualmente ensaiados três provetes de cada tipologia.

3.3. Ensaios de caracterização dos materiais

Nos ensaios das ligações viga-coluna foram utilizados perfis pultrudidos em GFRP (fibras de vidro-E e poliéster), produzidos pela empresa ALTO Perfis Pultrudidos, Lda. Para a correta definição do material dos perfis, nos modelos numéricos, foi essencial a identificação experimental dos seus parâmetros elásticos e resistentes. Na sua dissertação de mestrado, Proença [32] caracterizou o material destes perfis, tendo tal caracterização sido considerada também na presente dissertação. Os valores das propriedades mecânicas obtidas por Proença [32] encontram-se resumidos na Tabela 6, em que $\sigma_{tu,L}$, $\sigma_{cu,L}$, $\sigma_{cu,T}$ e $\sigma_{fu,L}$ são as resistências, à tração (t), à compressão (c) ou à flexão (f), longitudinal (L) ou transversal (T); τ_{sh} é a resistência ao corte obtida pelo ensaio de tração com a orientação das fibras a 10°; $\tau_{sh,L}$ e $\tau_{sh,T}$ são as resistências ao corte (losipescu) longitudinal e transversal; $\tau_{is,L}$ é a resistência ao corte interlaminar; $E_{t,L}$, $E_{c,L}$, $E_{c,T}$, $E_{f,L}$ são os módulos de elasticidade, à tração, à compressão e à flexão, longitudinal e transversal; G_{LT} é o módulo de distorção; e ν_{LT} é o coeficiente de Poisson.

Tabela 6: Propriedades mecânicas do material GFRP dos perfis pultrudidos, adaptado de [32].

Ensaio	Propriedade	Unidade	Valor médio
Tração	$\sigma_{tu,L}$	MPa	326,2
	$E_{t,L}$	GPa	32,7
	ν_{LT}	-	0,3
Compressão	$\sigma_{cu,L}$	MPa	435,1
	$E_{c,L}$	GPa	21,2
	$\sigma_{cu,T}$	MPa	88,9
	$E_{c,T}$	GPa	4,8
Flexão	$\sigma_{fu,L}$	MPa	407,3
	$E_{f,L}$	GPa	24,3
Tração 10°	τ_{sh}	MPa	17,5
	G_{LT}	GPa	3,2
Corte losipescu	$\tau_{sh,L}$	MPa	41,4
	$\tau_{sh,T}$	MPa	58,7
Corte interlaminar	$\tau_{is,L}$	MPa	30,6

Para a definição nos modelos numéricos são de destacar os parâmetros elásticos $E_{t,L}$, $E_{c,L}$, ν_{LT} , e G_{LT} e os parâmetros resistentes $\sigma_{tu,L}$, $\sigma_{cu,L}$, $\sigma_{cu,T}$, $\tau_{sh,L}$ e $\tau_{sh,T}$.

Para definir as propriedades mecânicas do aço utilizado (S235) na produção dos capacetes, foram realizados ensaios de tração, em 4 provetes, com a geometria ilustrada na Figura 25, e de acordo com a norma EN 10002-1:2001 [53]. Estes ensaios foram realizados numa máquina universal de ensaios hidráulica *Instron*, com capacidade de carga de 250 kN.

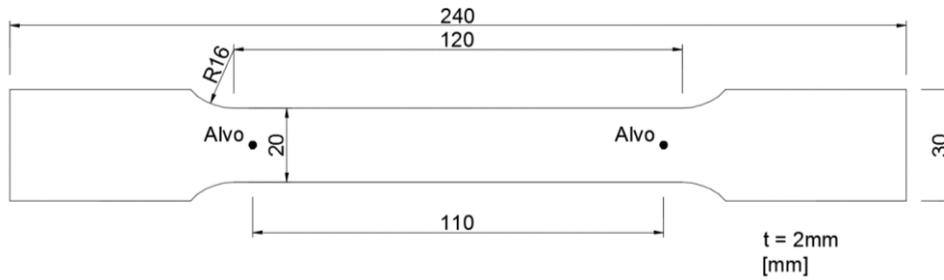
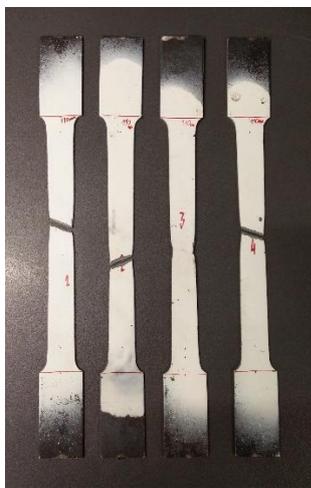


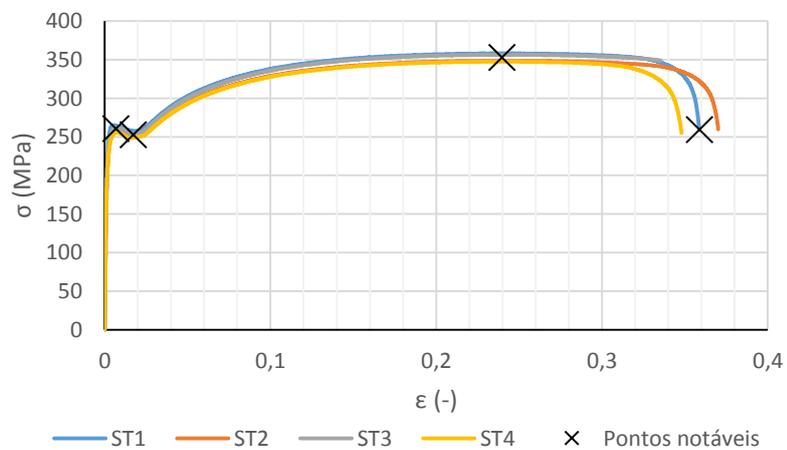
Figura 25: Geometria dos provetes de aço.

É de referir que, nestes ensaios, para a medição das deformações do provete, foi utilizado um vídeo-extensómetro, materializado por uma máquina de filmar de alta resolução da marca Sony (modelo XCG-5005E), com objetiva Fujinon-Fujifilm 1:18/500 mm (modelo HF50SA-1), ligada a um software desenvolvido em LabView. Nestes ensaios, a leitura das deformações dos provetes foi feita nos alvos representados na Figura 25. Optou-se por utilizar este sistema de medição das deformações (em alternativa a extensómetros elétricos) para garantir a avaliação da resposta tensão-extensão até à rotura do material (ou seja, para grandes deformações).

Todos os ensaios correram de acordo com o previsto². Na Figura 26-a são apresentados os provetes já depois de serem ensaiados, sendo visível que a rotura ocorreu na zona central dos provetes com estrição considerável do material. As curvas tensão-extensão obtidas são ilustradas na Figura 26-b, em que são assinalados diversos pontos notáveis.



a



b

Figura 26: Ensaio de tração ao aço. a – provetes ensaiados e b – curva tensão-extensão.

Todos os valores médios relevantes encontram-se resumidos na Tabela 7. Os valores obtidos para as diferentes propriedades mecânicas apresentam desvios padrão bastante reduzidos em relação às médias, conduzindo assim a coeficientes de variação também bastante reduzidos. Considerou-se assim que os resultados apresentados são adequados à definição da relação constitutiva do aço nos

² A única exceção consistiu no provete 3, que não chegou à rotura por falta de curso da máquina de ensaios. No entanto, uma vez que o aço já se encontrava na fase de estrição, os resultados foram considerados válidos e tidos em conta para a análise, exceto no que se refere à tensão e deformação na rotura.

modelos numéricos. É de referir que o aço analisado apresentou elevada ductilidade, como seria ideal para o uso numa ligação como a da presente dissertação.

Tabela 7: Propriedades do aço.

Propriedade		1	2	3	4	Média	Desvio padrão	C. Var. (%)
E (GPa)		189,5	182,7	189,1	196,4	189,5	5,6	3,0
Tensão máxima na cedência	σ_{yu} (MPa)	265,3	258,4	262,2	255,7	260,4	4,2	1,6
	ϵ_{yu} (-)	0,0058	0,0069	0,0072	0,0073	0,0068	0,0007	10,1
Tensão mínima na cedência	σ_{yl} (MPa)	257,5	249,8	254,1	248,5	252,5	4,1	1,6
	ϵ_{yl} (-)	0,0183	0,0176	0,0173	0,0160	0,0173	0,0010	5,5
Resistência última	σ_u (MPa)	358,2	348,6	356,4	347,5	352,7	5,4	1,5
	ϵ_u (-)	0,2396	0,2395	0,2454	0,2346	0,2398	0,0044	1,8
Rotura	σ_r (MPa)	262,3	259,7	-	254,9	259,0	3,8	1,4
	ϵ_r (-)	0,3585	0,3702	-	0,3480	0,3589	0,0111	3,1

3.4. Ensaio de ligações viga-coluna

3.4.1. Geometria das peças ensaiadas

Os provetes de ligação ensaiados foram constituídos por uma viga e uma coluna em GFRP, com comprimentos de respetivamente 960 mm e 1080 mm, ambos com secção RHS 120x120x10,0 mm³.

Estas peças foram ligadas por um capacete em aço, em chapa fina (com 2 mm de espessura), dobrada e soldada, com a geometria apresentada na Figura 27 e na Figura 28, colocado a meia altura da coluna. Com esta geometria, pretende-se que a transmissão de momento na ligação se faça não só pelas configurações de aparafusamento, mas também por contacto, uma vez que com este sistema a ligação se dá por encaixe. Com o uso de uma chapa muito fina de aço, pretende-se obter um bom desempenho ao nível da ductilidade e da capacidade de dissipação de energia, devido à plastificação do aço, assim como facilitar a compatibilização com outros elementos construtivos.

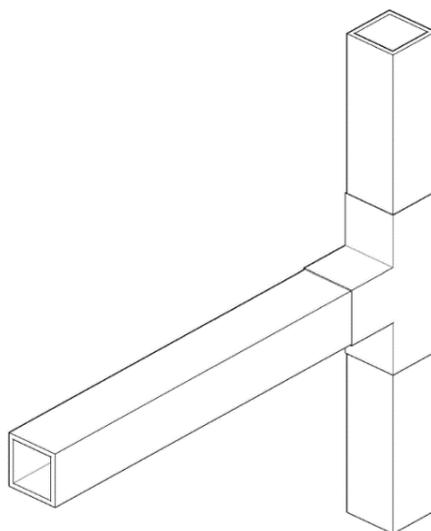


Figura 27: Representação 3D da geometria da ligação.

A conexão entre a coluna e o capacete foi realizada por intermédio de varões roscados M8, com diâmetro de 8 mm, da classe CL8.8, tendo estes varões sido colocados através dos banzos da coluna, um na parte superior do capacete e outro na parte inferior (Figura 28). Já a conexão entre a viga e o capacete realizou-se através de varões roscados M12, com 12 mm de diâmetro, também da classe CL8.8, colocados através dos banzos ou das almas da viga consoante a tipologia da ligação, como se descreve adiante.

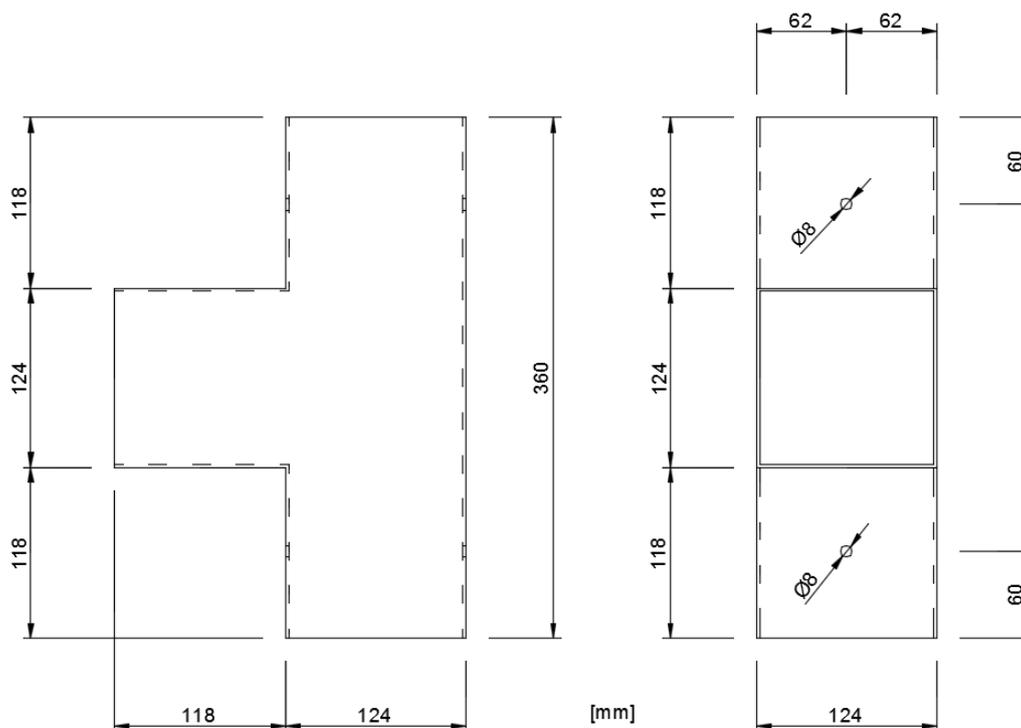


Figura 28: Geometria do capacete de aço, alçado lateral à esquerda e alçado frontal à direita. (medidas exteriores e espessura constante de 2mm).

No caso do aparafusamento viga-capacete, foram estudadas duas configurações diferentes, que se descreve de seguida:

- a) **Configuração tipo W:** esta tipologia de ligação foi concebida com o objetivo de apresentar menor rigidez de rotação e resistência. Deste modo, a ligação foi efetuada através de um único varão roscado, que atravessava as almas no ponto coincidente com o centro geométrico da alma do capacete, como se pode observar na Figura 29. É de destacar que com esta configuração, devido à reduzida espessura da chapa e à colocação do parafuso na alma, é facilitada a compatibilização com, por exemplo, painéis de piso.
- b) **Configuração tipo F:** neste caso, realizou-se a ligação recorrendo a dois varões roscados, que atravessavam os banzos da viga (Figura 30). A opção por dois varões roscados M12 CL8.8 procurou garantir que a rotura da ligação não se daria, em caso algum, por rotura ao corte dos varões. Assim, esta ligação foi concebida de forma a apresentar rigidez e momento resistente do que a anterior. Devido aos parafusos colocados através dos banzos, é dificultada a

compatibilização com painéis do piso; contudo, esta dificuldade poderá ser facilmente ultrapassável.

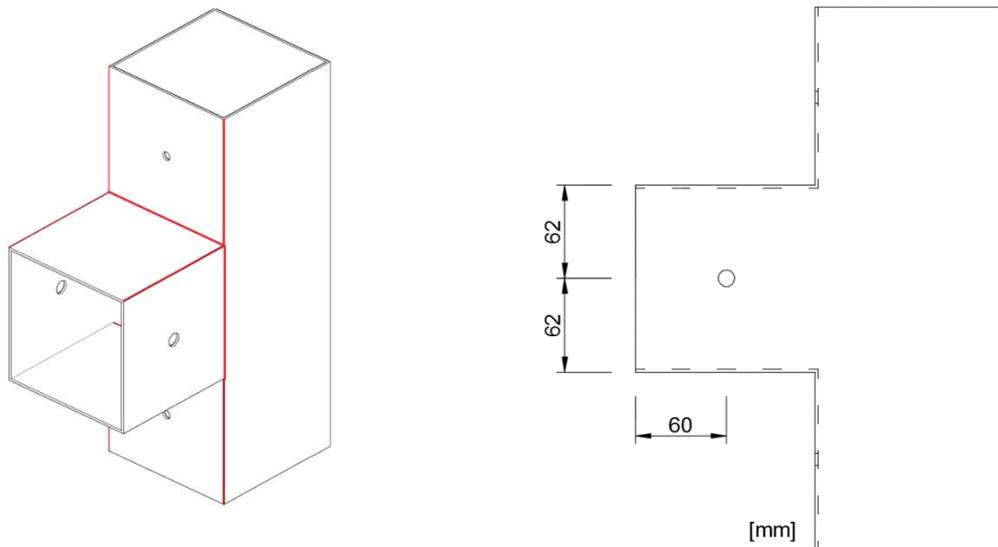


Figura 29: Configuração de ligação do tipo W (soldaduras a vermelho na vista 3D).

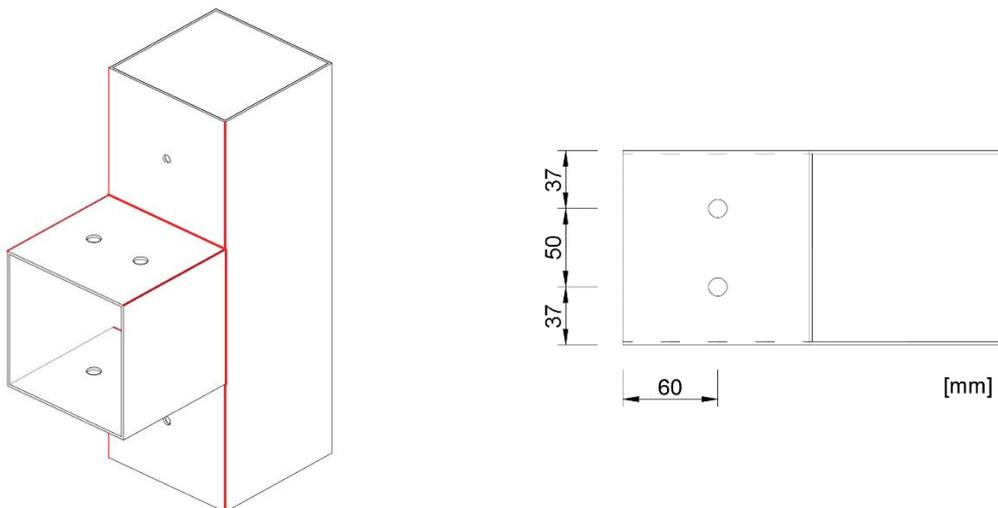


Figura 30: Configuração de ligação do tipo F (soldaduras a vermelho na vista 3D).

3.4.2. Esquema de ensaio e instrumentação

Os ensaios foram efetuados num pórtico fechado, ilustrado na Figura 31, que foi fixo à laje do laboratório. Para a fixação da coluna, foram utilizados dois apoios azuis como o ilustrado na Figura 32-1. Uma vez que se pretendia que as extremidades da coluna ficassem encastradas, recorreu-se a duas peças metálicas, como a representada na Figura 33, assim como a duas chapas metálicas fixas ao pórtico com varões nervurados, que garantiram o total encastramento da coluna (Figura 32-2). Adicionalmente, a coluna foi pré-comprimida através de dois varões nervurados ligados aos dois apoios azuis. Para impedir que a viga tivesse deslocamentos para fora do plano do pórtico, foram utilizadas

guias cilíndricas em alumínio (Figura 31-1), fixadas a uma peça triangular metálica rígida, fixa ao pórtico (Figura 31-2).

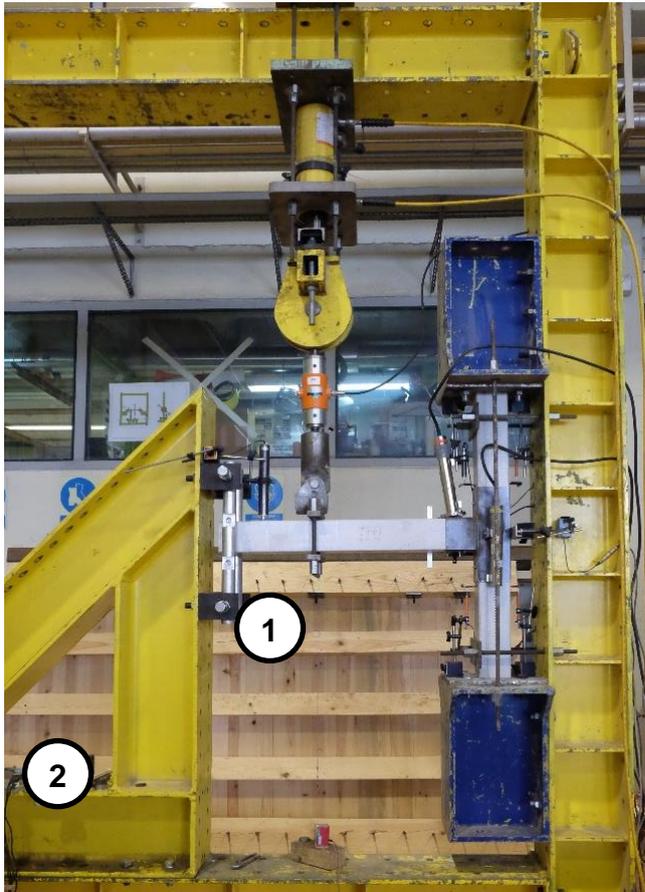


Figura 31: Pórtico utilizado no ensaio das ligações (1 - guias cilíndricas de alumínio; 2 - suporte das guias).

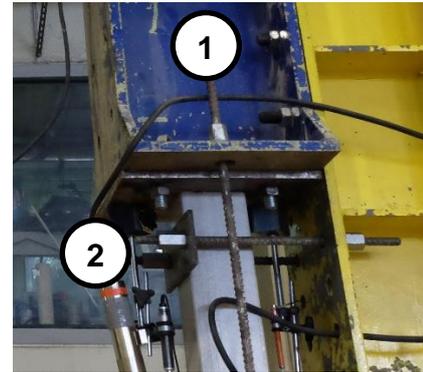


Figura 32: Pormenor da fixação da coluna na extremidade superior (1 - apoio de fixação da coluna ao pórtico; 2 - chapa de fixação da coluna).



Figura 33: Peça metálica de encastramento da coluna.

Quanto ao sistema de aplicação da carga, fixo à travessa superior do pórtico (Figura 34) e posicionado a uma distância de 600 mm da face da coluna, foi composto por um macaco hidráulico da marca *Enerpac*, com curso de 250 mm e capacidades de carga de 600 kN (à compressão) e 250 kN (à tração) e uma célula de carga da marca *TML* com capacidade de carga de 300 kN (à compressão e à tração). Entre a célula de carga e o macaco hidráulico foi colocada uma rótula, assim como entre a célula de carga e a chapa metálica (200x50x20 mm³) responsável pela transmissão da carga à viga. Por sua vez, esta chapa estava ligada, por intermédio de dois varões nervurados e um varão roscado (que atravessava a secção da viga), a outra chapa de iguais dimensões localizada na face inferior da viga. O aperto entre estas chapas foi feito à mão, de forma a não esforçar em demasia a secção da viga, mas ao mesmo tempo garantindo que não haveria folgas no contacto, facto bastante relevante sobretudo para os ensaios cíclicos. Com o uso das duas rótulas, foi possível garantir a ausência de flexão na célula de carga, assegurando, assim, a correta leitura da carga aplicada durante os ensaios. A operação do macaco hidráulico foi feita com recurso a uma unidade de pressão da marca *W&B*, apresentada na Figura 35.

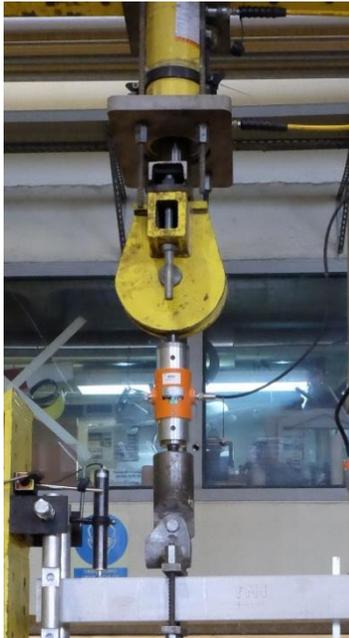


Figura 34: Sistema de aplicação de carga (de cima para baixo: macaco hidráulico + rótula + célula de carga + rótula).



Figura 35: Unidade de pressão.

Para a medição de deformações e rotações na ligação, foram utilizados 9 defletómetros e 2 inclinómetros eléctricos com a disposição apresentada na Figura 36.

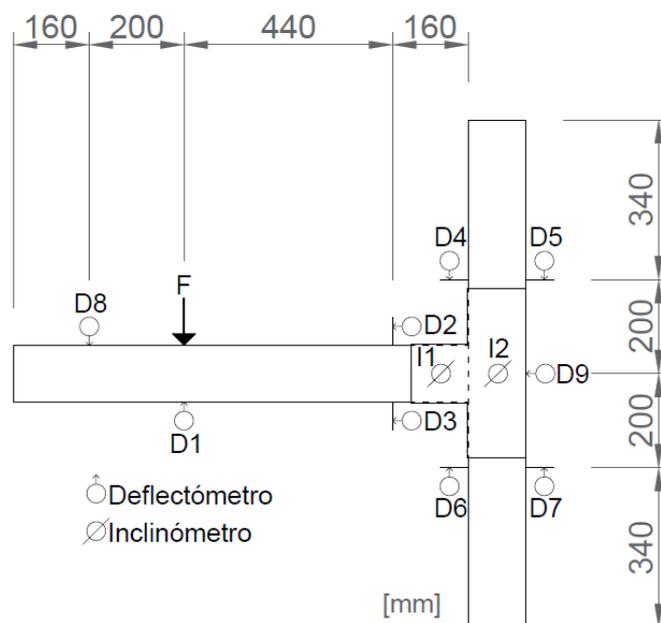


Figura 36: Disposição da instrumentação dos ensaios viga-coluna.

Para a leitura do deslocamento vertical, imediatamente abaixo do ponto de aplicação da carga (D1), foi utilizado um defletómetro de fio da marca *TML*, com 500 mm de curso, fixo à travessa inferior do pórtico. No que diz respeito à leitura do deslocamento vertical D8, foi utilizado um defletómetro de êmbolo da marca *TML*, com 100 mm de curso, e, para o deslocamento horizontal D9, um defletómetro também de êmbolo da marca *TML* com 10 mm de curso.

Quanto à leitura da rotação da viga, esta foi feita de duas formas: (i) através de um inclinômetro (I1) da marca *TML*, com amplitude de leitura entre -10° e 10° , fixo ao capacete de aço. É de referir que, por condicionantes dos ensaios, este inclinômetro foi colocado em duas posições diferentes nos ensaios monotónicos e cíclicos (Figura 37 e Figura 38); e (ii) com recurso a dois defletómetros (D2 e D3) de êmbolo da marca *TML* com 50 mm de curso, e afastados entre si de 120 mm (Figura 39), permitindo o cálculo da rotação da viga (R_b) pela equação 5.

$$\phi_{b,def} = \tan^{-1} \left(\frac{D2 - D3}{h_b} \right) \quad (5)$$

Na equação anterior, $h_b = 120$ mm e os sentidos de D2 e D3 são positivos da direita para a esquerda; consequentemente, o sentido da rotação Φ_b é positivo no sentido contrário ao dos ponteiros do relógio. Estes sentidos, assim como todos os descritos daqui em diante, encontram-se de acordo com a orientação da Figura 36.



Figura 37: Posição do inclinômetro I1 nos ensaios monotónicos.

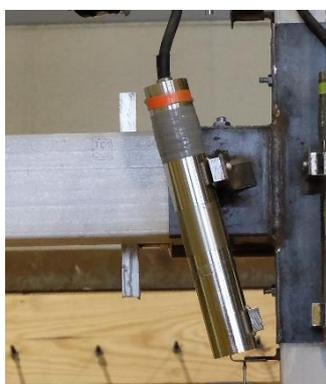


Figura 38: Posição do inclinômetro I1 nos ensaios cíclicos.



Figura 39: Disposição dos defletómetros D2 e D3.

A rotação da coluna também foi medida de duas formas: (i) com um inclinômetro (I2) com as mesmas características do inclinômetro I1 (Figura 40); e (ii) através da média entre as rotações $R_{c,sup}$ e $R_{c,inf}$ (equação 6) medidas, respetivamente, pelos defletómetros de êmbolo elétricos D4 e D5, e D6 e D7, todos da marca *TML*, com cursos de 25 mm, visíveis na Figura 41, com afastamentos de 200 mm. Assim, estas rotações foram obtidas pelas equações 7 e 8,

$$\phi_{c,def} = \text{média}(\phi_{c,sup}; \phi_{c,inf}) \quad (6)$$

$$\phi_{c,sup} = \tan^{-1} \left(\frac{D5 - D4}{d_c} \right) \quad (7)$$

$$\phi_{c,inf} = \tan^{-1} \left(\frac{D7 - D6}{d_c} \right) \quad (8)$$

em que $d_c = 200$ mm, com os sentidos positivos dos defletómetros (D4, D5, D6 e D7) de baixo para cima e os sentidos positivos das rotações da coluna ($\Phi_{c,sup}$ e $\Phi_{c,inf}$) no sentido contrário ao dos ponteiros do relógio.



Figura 40: Posicionamento do inclinómetro I2.

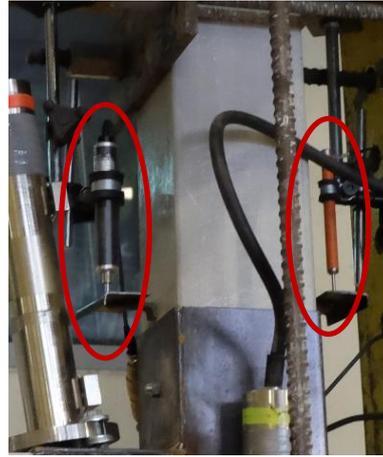


Figura 41: Posicionamento dos defletómetro D4 e D5.

3.4.3. Procedimento experimental

Na presente secção descreve-se o procedimento seguido na montagem e realização dos ensaios. Em primeiro lugar, foi colocado o capacete na coluna. Seguidamente, foi colocada a viga, assegurando que esta ficava bem encostada à coluna no interior do capacete. Só aí foram efetuadas as furações necessárias para a passagem dos varões roscados. Desta forma, tentou-se minimizar o mais possível as folgas no sistema de ligação. De seguida, procedeu-se à colocação do provete no pórtico, tendo-se sempre o cuidado de que este ficasse bem posicionado no pórtico, de forma a garantir que a aplicação da carga se dava no plano da ligação viga-coluna. Por fim, foram colocados em posição os varões que atravessavam a viga no ponto de aplicação da carga e apertados, apenas até ao encosto, os parafusos e varões que fixavam as extremidades da coluna, de forma a assegurar que o provete se mantinha na posição correta.

Estando o provete corretamente posicionado, foi aplicada a pré-compressão na coluna, apertados todos os parafusos e varões que prendiam as extremidades da coluna e, por fim, colocada toda a instrumentação. Nesta fase, teve-se sempre em atenção a necessidade de posicionar corretamente a instrumentação, na vertical ou na horizontal, de forma a minimizar erros de leitura no decorrer do ensaio. Finalmente, procedeu-se à verificação de todos os sentidos positivos dos defletómetros com o objetivo de garantir a correta interpretação dos resultados.

Os ensaios foram realizados aplicando a carga em controlo de deslocamentos, a uma taxa média de $1 \pm 0,5$ mm/s. Durante os ensaios, foram apontados e fotografados todos os acontecimentos relevantes, incluindo a progressão de dano e os modos de rotura observados.

Posteriormente à realização dos ensaios, os provetes foram desmontados, de forma a proporcionar a identificação dos danos presentes nos perfis, que, em muitos casos, não puderam ser visíveis no decorrer dos ensaios pelo facto de o capacete ser exterior aos perfis de GFRP.

Os ensaios monotónicos foram realizados nas duas tipologias de ligação viga-coluna (W e F), com aplicação de carga apenas num sentido, a 600 mm da face da coluna. Como referido, foram realizados

três ensaios monotônicos (M) para cada tipologia de ligação, tendo sido adotada a seguinte nomenclatura para os provetes: WM1, WM2, WM3, FM1, FM2 e FM3.

Os ensaios cíclicos foram também realizados nas mesmas duas tipologias de ligação (W e F). Neste caso, a carga foi aplicada nos dois sentidos, também a 600 mm da face da coluna, com o objetivo de estudar o comportamento das ligações a ações cíclicas. Foram realizados três ensaios cíclicos (C) para cada tipologia de ligação, tendo sido adotada a seguinte nomenclatura para os provetes: WC1, WC2, WC3, FC1, FC2 e FC3.

3.4.3.1. Inclínómetros vs. defletómetros

Como se mostrou em 3.4.2, em todas as leituras efetuadas ao longo dos ensaios procurou-se ter alguma redundância, de forma a ser possível verificar que todas as leituras eram coerentes entre si e com o comportamento espectável das ligações. Assim, procede-se nesta secção à comparação entre leituras dos defletómetros, assim como à comparação entre as rotações obtidas pelos inclinómetros e as obtidas pelos defletómetros. A título de exemplo, nesta análise são considerados os resultados obtidos no ensaio WM2.

Na Figura 42 são apresentadas as relações entre a força e os deslocamentos D1 e D8. Como esperado, verificou-se que o deslocamento D8 foi sempre superior ao deslocamento D1, até à perda da leitura, por fim de curso, do defletómetro D8. Constata-se também que o comportamento se manteve aproximadamente igual para esses dois deslocamentos, sendo a diferença relativa diretamente proporcional e devida à rotação da viga. Pode-se assim concluir que estes resultados eram coerentes com o comportamento esperado, uma vez a rotação da viga causa naturalmente deslocamentos D8 superiores aos deslocamentos D1.

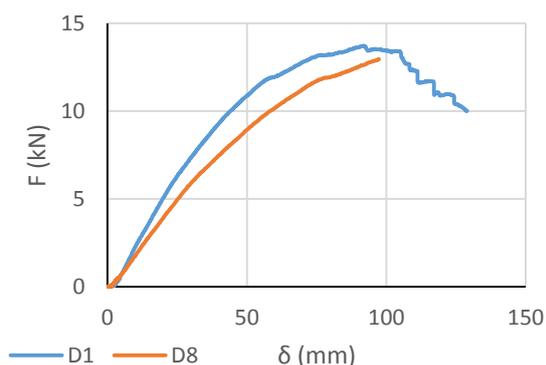


Figura 42: Comparação força-deslocamentos (D1 e D8) do ensaio WM2.

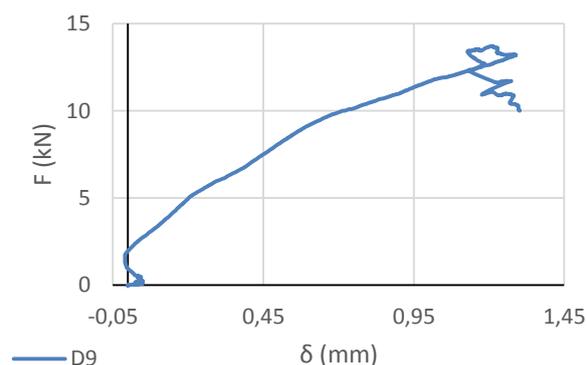


Figura 43: Relação Força-deslocamento (D9) do ensaio WM2.

Na Figura 43 é ilustrada a relação entre a força e o deslocamento D9. É possível verificar que no início do ensaio existe alguma irregularidade na leitura, que se deve a ajustes do provete ao sistema de ensaio com o início da aplicação da carga. De seguida, passa a haver um aumento do deslocamento horizontal. Após a aplicação da carga última, existe um decréscimo brusco do deslocamento, que depois volta a aumentar com alguma irregularidade. Este comportamento pode-se dever ao facto de,

nesta fase do ensaio, a coluna ainda se encontrar em regime elástico, pelo que a ocorrência de danos na viga faz com que a coluna tenha tendência a voltar à sua posição inicial. É ainda de referir que o deslocamento D9 ao longo do ensaio foi sempre muito reduzido, tendo atingido no máximo valores na ordem de 1,3 mm.

Na Figura 44 é feita a comparação entre as relações momento-rotação para as rotações $\Phi_{b,inc}$ (medida pelo inclinómetro I1) e $\Phi_{b,def}$ (obtida de acordo com a equação 1 do ponto 3.4.2). Verifica-se que ao longo da totalidade do ensaio $\Phi_{b,def}$ apresenta sempre rotações superiores a $\Phi_{b,inc}$. Tal deve-se ao facto de a leitura do inclinómetro ser efetuada no capacete e a dos defletómetro ser efetuada no perfil; como se mostrou em 3.4.2, a ligeira folga do capacete, que possibilita a montagem da viga, permitiu que o perfil apresentasse rotações superiores ao capacete. É também de notar que, devido à plastificação do aço na parte inferior do capacete (discutido adiante), o inclinómetro I1 (fixo na parte superior do capacete) deixa de apresentar valores realistas a partir de determinado instante do ensaio, passando a registar rotações proporcionalmente inferiores às do perfil.

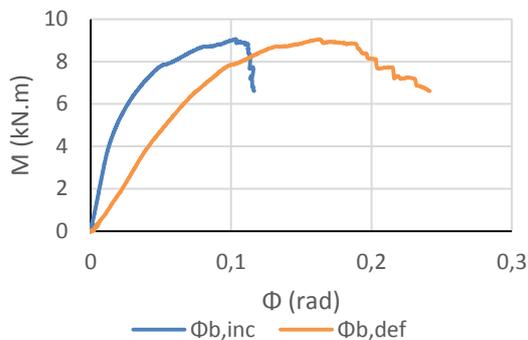


Figura 44: Comparação das relações momento-rotação $\Phi_{b,inc}$ e $\Phi_{b,def}$ para o ensaio WM2.

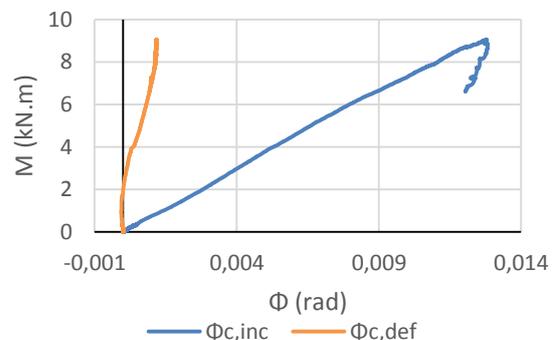


Figura 45: Comparação das relações momento-rotação $\Phi_{c,inc}$ e $\Phi_{c,def}$ para o ensaio WM2.

Na Figura 45 é feita a comparação entre as relações momento-rotação para as rotações $\Phi_{c,inc}$ (medida pelo inclinómetro I2) e $\Phi_{c,def}$ (obtida de acordo com a equação 2 do ponto 3.4.2). Pode-se neste caso verificar que, no decorrer do ensaio, a rotação $\Phi_{c,inc}$ apresenta valores superiores a $\Phi_{c,def}$. Isto sucede igualmente devido à ligeira folga entre o capacete e o perfil, que permite que o capacete tenha rotações superiores ao próprio perfil. Neste caso, salienta-se o facto de ambas as rotações apresentarem valores muito reduzidos.

Em face dos resultados obtidos, considerou-se ser mais apropriado medir as rotações relativas entre elementos através das leituras dos defletómetros instalados na viga e na coluna. Assim, a rotação relativa da ligação foi definida através da equação 9,

$$\phi_{nó} = \phi_{b,def} - \phi_{c,def} \quad (9)$$

com os sentidos destas rotações no sentido contrário ao dos ponteiros do relógio.

3.4.3.2. Parâmetros de análise dos ensaios monotônicos

Para a realização dos ensaios cíclicos, recorreu-se ao uso do protocolo ECCS “*Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads*” [54] (desenvolvido para ligações metálicas), que define o histórico de deslocamentos com base no deslocamento de “cedência”. Assim sendo, na Figura 46 são apresentadas as metodologias possíveis para a obtenção do ponto “cedência”. O protocolo aconselha que o deslocamento de “cedência” seja obtido pelo método apresentado na Figura 46-d. No entanto, por se ter verificado que nem todas as ligações chegavam a apresentar, na fase não linear, rigidez da ordem de 1/10 da rigidez elástica, optou-se por recorrer ao método ilustrado na Figura 46-a, que consiste em determinar o ponto de “cedência” como o instante em que a ligação deixa de apresentar linearidade na resposta.

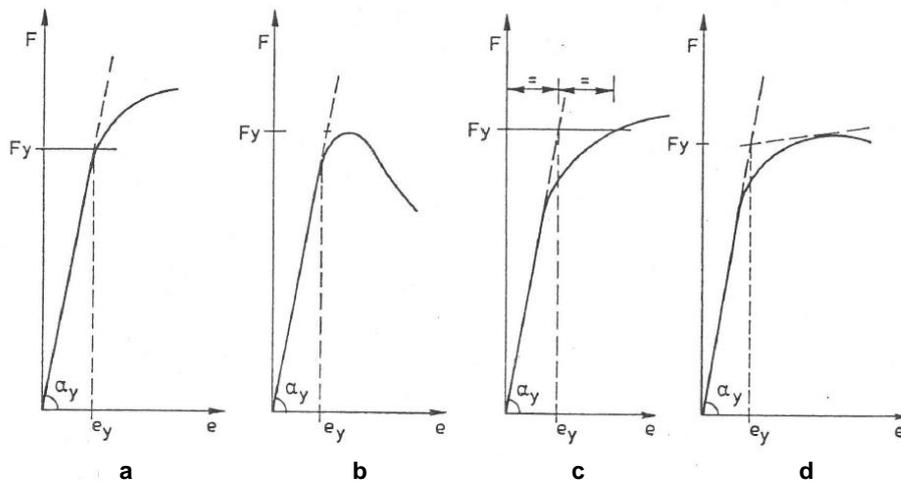


Figura 46: Métodos de determinação do ponto de “cedência” de acordo com [54] (a, b, c e d – diferentes métodos recomendados).

Para além da definição do ponto de “cedência” (δ_y ; F_y), identificou-se também o ponto de rotura (δ_u ; F_u), em que a ligação apresenta a sua resistência máxima, assim como o ponto em que a ligação apresenta 80% da força resistente após a rotura ($\delta_{0,8fu}$; $0,8 \cdot F_u$). Este último ponto notável teve como objetivo a quantificação da ductilidade da ligação, tendo esta definição sido efetuada através de um dos coeficientes de ductilidade relativa propostos por Stehn e Björnfot [55] (citados por Jorissen e Fragiacomio [56]), para ligações de aço-madeira (equação 10),

$$C_d = \frac{u_{0,8fu} - u_y}{u_{0,8fu}} \quad (10)$$

em que u pode ser expresso em função de deslocamentos (δ) ou de rotações (ϕ).

Foram também definidos os valores da rigidez de translação (K_δ) e de rotação (K_ϕ), através dos declives das curvas força-deslocamento e momento-rotação, respetivamente, em regime elástico. Importa referir que foram também definidos os valores da rotação relativa do nó (equação 9) para os pontos notáveis referidos anteriormente (Φ_y , Φ_u e $\Phi_{0,8fu}$). Na Figura 47 recorre-se novamente ao ensaio WM2 para, a título de exemplo, ilustrar na curva força-deslocamento a obtenção dos parâmetros relevantes em termos da relação força-deslocamento.

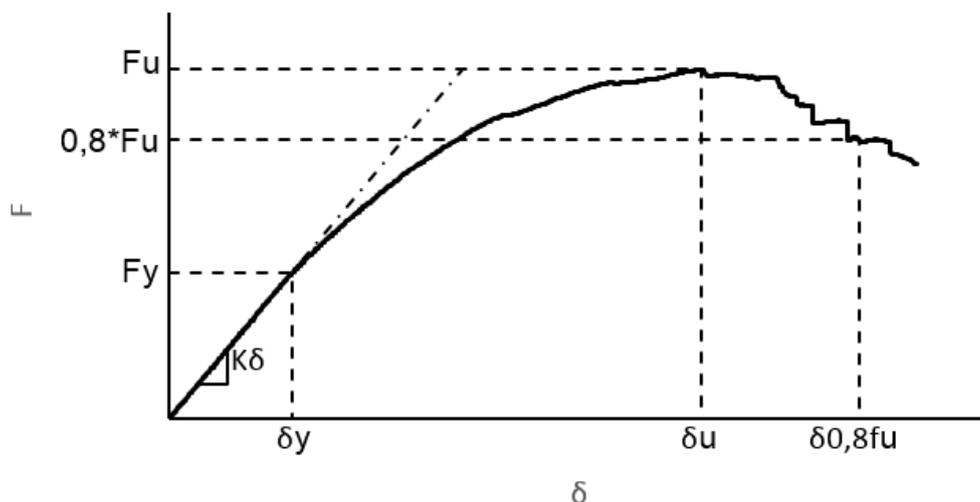


Figura 47: Método para obtenção dos parâmetros para análise dos ensaios monot nicos (WM2).

3.4.3.3. Histórico de deslocamentos e parâmetros de análise dos ensaios cíclicos

Como referido, na presente dissertação, optou-se pelo uso do protocolo experimental ECCS - "Recommended testing procedure for assessing the behaviour of structural steel elements under cyclic loads" [54]. Este protocolo tem como objetivo averiguar o desempenho de estruturas metálicas sujeitas a ações cíclicas. Deste modo, o protocolo define um histórico de deslocamentos impostos, determinando-se, em cada ciclo, os parâmetros de desempenho da ligação, tornando assim possível a comparação do desempenho de diferentes tipologias/tecnologias de ligação.

De acordo com o procedimento de ensaios completo recomendado pelo protocolo, o histórico de deslocamentos impostos é definido tendo por base o deslocamento de "cedência" (δ_y) obtido em ensaios monot nicos, devendo ser sempre realizados no mínimo dois ensaios para a determinação do referido deslocamento. Assim, com base nos deslocamentos de "cedência" obtidos nos ensaios monot nicos para cada configuração de ligação (~21 mm para a configuração W e ~27 mm para a configuração F), foram definidos os históricos de deslocamentos para a configuração W (Tabela 8 e Figura 48) e para a configuração F (Tabela 9 e Figura 49). Em ambas as tipologias procurou-se alcançar deslocamentos tão elevados quanto o curso máximo do macaco hidráulico permitisse (+/-125 mm). O protocolo define que os ciclos com deslocamentos superiores ao deslocamento de "cedência" devem ser repetidos três vezes, tendo esta indicação sido cumprida.

Tabela 8: Histórico de deslocamentos para os ensaios cíclicos da configuração W.

Ciclo	δ_v	
	[-]	[mm]
1º ciclo	$[\delta y/4; -\delta y/4]$	[5,25; -5,25]
2º ciclo	$[\delta y/2; -\delta y/2]$	[10,5; -10,5]
3º ciclo	$[3\delta y/4; -3\delta y/4]$	[15,75; -15,75]
4º ciclo	$[\delta y; -\delta y]$	[21; -21]
5º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[42; -42]
6º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[42; -42]
7º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[42; -42]
8º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[84; -84]
9º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[84; -84]
10º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[84; -84]
11º ciclo	$[6\delta y; -6\delta y]$	[126; -126]
12º ciclo	$[6\delta y; -6\delta y]$	[126; -126]
13º ciclo	$[6\delta y; -6\delta y]$	[126; -126]

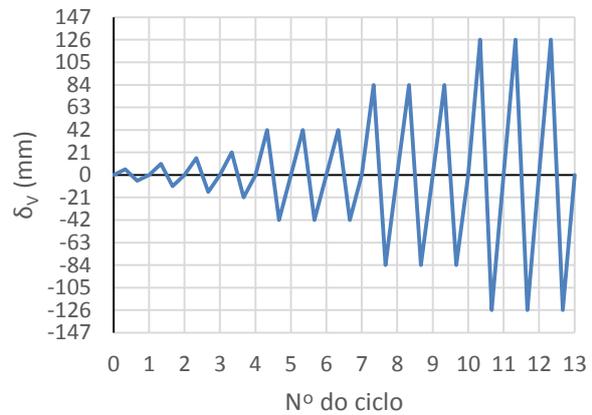


Figura 48: Histórico de deslocamentos verticais para os ensaios cíclicos da configuração W.

Tabela 9: Histórico de deslocamentos para os ensaios cíclicos da configuração F.

Ciclo	δ_v	
	[-]	[mm]
1º ciclo	$[\delta y/4; -\delta y/4]$	[6,75; -6,75]
2º ciclo	$[\delta y/2; -\delta y/2]$	[13,5; -13,5]
3º ciclo	$[3\delta y/4; -3\delta y/4]$	[20,25; -20,25]
4º ciclo	$[\delta y; -\delta y]$	[27; -27]
5º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[54; -54]
6º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[54; -54]
7º ciclo	$[2\delta y; -2\delta y]$	[54; -54]
8º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[108; -108]
9º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[108; -108]
10º ciclo	$[4\delta y; -4\delta y]$	[108; -108]

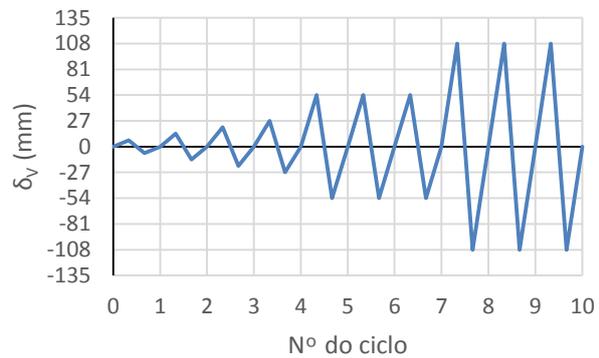


Figura 49: Histórico de deslocamentos verticais para os ensaios cíclicos da configuração F.

Para a análise dos ensaios cíclicos, foi necessário definir os seguintes três conjuntos de parâmetros da resposta força-deslocamento, cuja obtenção é ilustrada na Figura 50: (i) função de resistência relativa (equações 11 e 12); (ii) função de rigidez relativa (equações 13 e 14); e (iii) função de energia absorvida relativa (equações 15 e 16),

$$\varepsilon_i^+ = \frac{F_i^+}{F_y^+} \quad (11)$$

$$\varepsilon_i^- = \frac{F_i^-}{F_y^-} \quad (12)$$

$$\xi_i^+ = \frac{\tan \alpha_i^+}{\tan \alpha_y^+} \quad (13)$$

$$\xi_i^- = \frac{\tan \alpha_i^-}{\tan \alpha_y^-} \quad (14)$$

$$\eta_i^+ = \frac{A_i^+}{F_y^+ \cdot (\Delta e_i^+ - e_y^+ + \Delta e_i^- - e_y^-)} \quad (15)$$

$$\eta_i^- = \frac{A_i^-}{F_y^- \cdot (\Delta e_i^+ - e_y^+ + \Delta e_i^- - e_y^-)} \quad (16)$$

onde: (i) F_i^+ e F_i^- são as forças máximas do ciclo i , descendente e ascendente, respetivamente; (ii) F_i^+ e F_y^- são as forças de “cedência”, descendente e ascendente, respetivamente ; (iii) $\tan \alpha_i^+$ e $\tan \alpha_i^-$ são os ângulos da tangente à curva no ponto de inversão de sinal do ciclo, descendente e ascendente, respetivamente; (iv) $\tan \alpha_y^+$ e $\tan \alpha_y^-$ são os ângulos da tangente ao troço de regime linear; (v) A_i^+ e A_i^- são as áreas entre a curva do ciclo, descendente e ascendente, respetivamente, e o eixo das abcissas; (vi) e_y^+ e e_y^- são os deslocamentos de “cedência”, descendente e ascendente, respetivamente; e (vii) Δe_i^+ e Δe_i^- são os deslocamentos calculados como ilustrado na Figura 50.

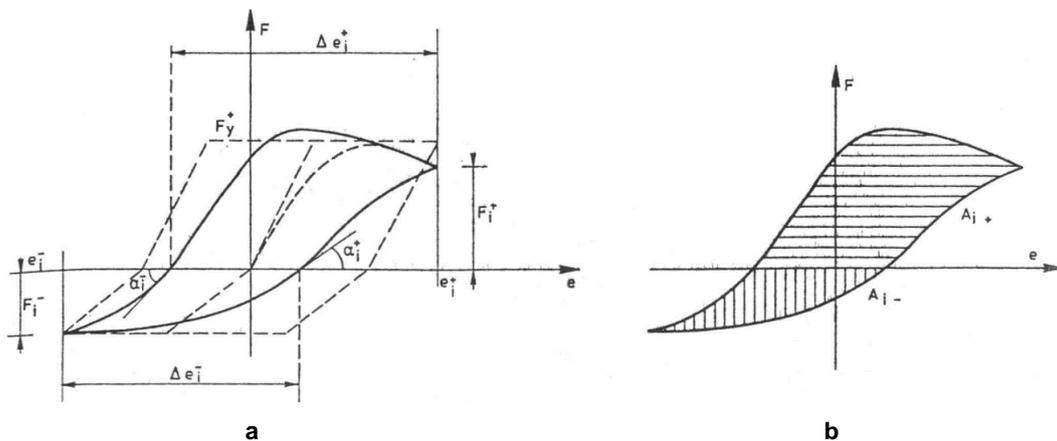


Figura 50: Parâmetros de análise para os ensaios cíclicos. (a) Forças, deslocamentos e rigidezes. (b) Áreas. [54].

3.4.4. Ensaios monotónicos – resultados e discussão

Estes ensaios permitiram o estudo da resposta das ligações em termos de comportamento força-deslocamento, modos de dano/rotura do material GFRP e plastificação e rotura dos elementos metálicos, responsáveis pelas alterações do comportamento das ligações ao longo do ensaio.

3.4.4.1. Tipologia W

Nas ligações do tipo W foram realizados três ensaios, em que todos foram considerados válidos. Na Figura 51 ilustra-se as curvas força-deslocamento vertical (defletómetro D1, Figura 36) obtidas nestes ensaios, que se caracterizaram por um tramo inicial linear com alguma variabilidade de rigidez, passando depois a uma fase não linear onde se observa uma redução gradual da rigidez. À exceção do provete WM3, foi atingida posteriormente a rotura da ligação, a que seguiu uma perda gradual de

força no caso do provete WM2, e duas reduções bruscas, com alguma recuperação entre elas, no caso do provete WM1. Em seguida, é apresentada a descrição detalhada dos três ensaios (WM1, WM2 e WM3).

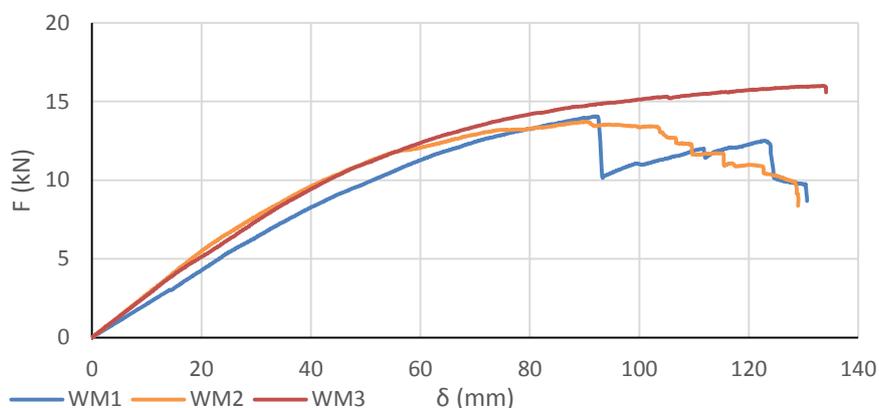


Figura 51: Curvas força-deslocamento das ligações com a configuração W.

No decorrer do ensaio do provete WM1, a partir de valores de deslocamento vertical da ordem de ~30 mm, passou a ser visível a plastificação do aço no banzo inferior do capacete (Figura 52-a). Ao se atingir ~50 mm, verificou-se a existência de deformação no banzo superior do capacete junto da coluna (Figura 52-b). Para a resistência máxima, para ~92 mm de deslocamento, deu-se o aparecimento de fendas longitudinais na alma da viga, primeiro de um lado (Figura 52-c) e depois do outro (Figura 52-d), sendo estas roturas responsáveis pelas duas reduções bruscas de força na ligação. Posteriormente à desmontagem do provete, foram identificadas roturas no perfil de GFRP da viga por esmagamento em ambos os furos do perfil e por arrancamento em apenas um dos furos (Figura 52-e³), assim como esmagamento por compressão no banzo inferior (Figura 52-f³) e rotura das ligações alma-banzo superior, como é visível na Figura 52-e e f³. Esta rotura foi a responsável pelo aparecimento das fendas longitudinais visíveis no decorrer dos ensaios.

No decorrer do ensaio do provete WM2, para um deslocamento vertical de ~40 mm, foi visível a plastificação do banzo inferior do capacete (Figura 53-a), bem como deformações plásticas no banzo superior do capacete (Figura 53-b). A partir de deslocamentos de ~117 mm, verificou-se a abertura de uma pequena fenda superficial na soldadura do capacete, como é visível na Figura 53-b e, de seguida, a abertura de uma fenda longitudinal na alma do perfil da viga (Figura 53-c). Após a desmontagem dos provetes, foi possível constatar as seguintes roturas no perfil de GFRP da viga (Figura 53-d): (i) esmagamento e arrancamento por corte em ambos os furos na alma do perfil; (ii) esmagamento do banzo inferior na extremidade do perfil; (iii) rotura da ligação banzo-alma superior e consequente instabilização da alma; e (iv) abertura de uma fenda longitudinal a partir de um dos furos tendo esta sido detetada também durante o ensaio.

³ Daqui em diante, são apresentadas, nas fotografias do provete já desmontado, setas paralelas às almas, com sentido do banzo inferior para o banzo superior do perfil, de forma a facilitar a interpretação destas.

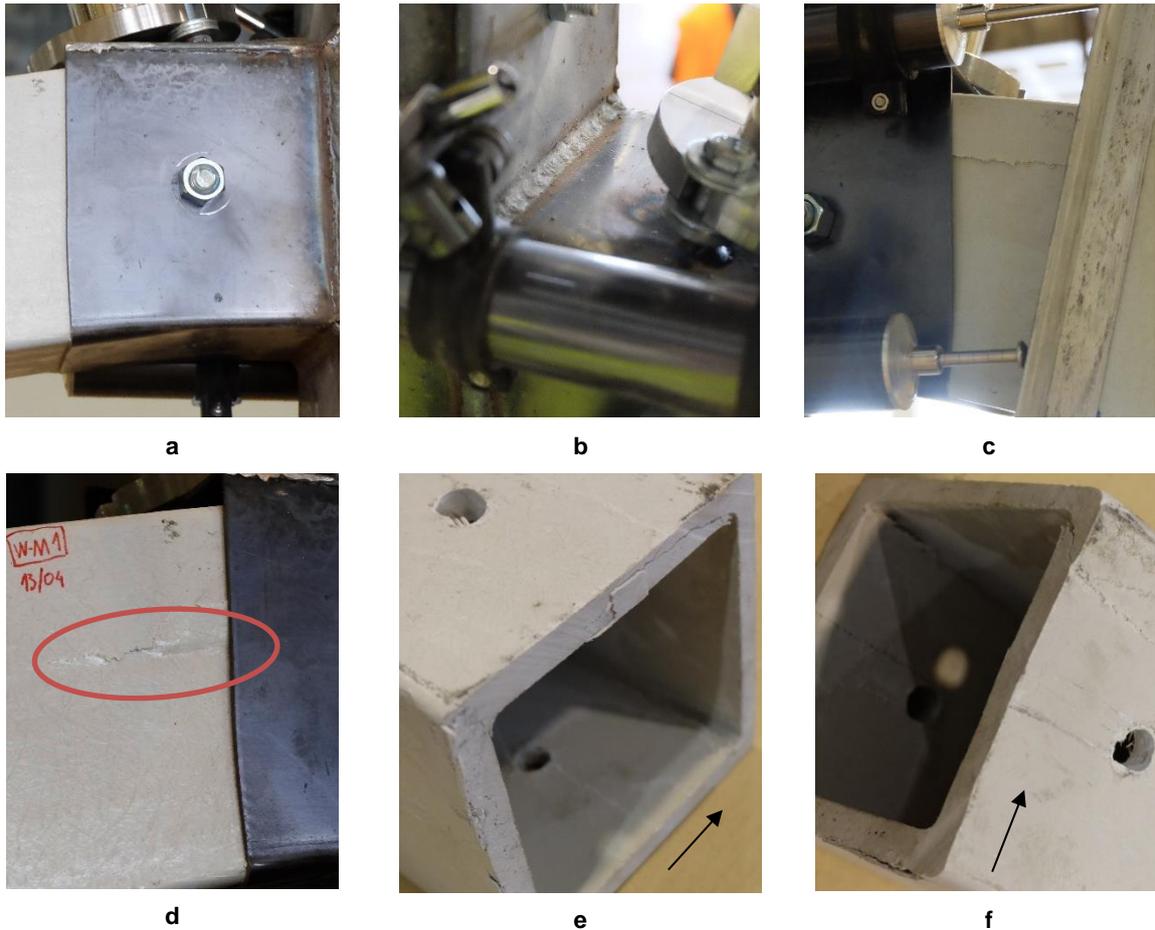


Figura 52: Modos de rotura do provete WM1. a – plastificação do banço inferior do capacete; b – deformação plástica do banço superior do capacete; c – rotura da ligação banço-alma da viga; d – rotura da ligação banço-alma viga; e – esmagamento e arrancamento no furo, esmagamento por compressão do banço inferior e rotura da ligação banço-alma viga e f – esmagamento no furo, esmagamento por compressão do banço inferior e rotura da ligação banço-alma viga.

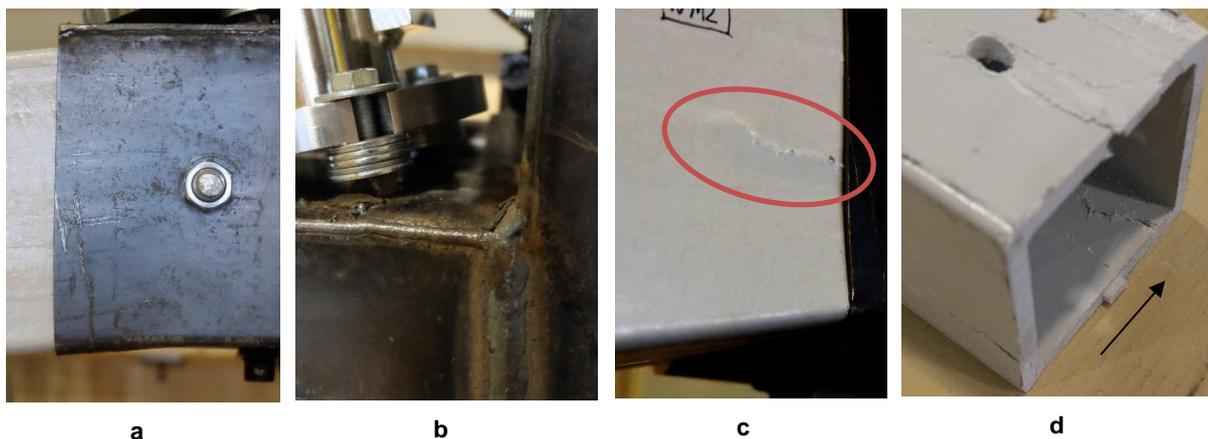


Figura 53: Modos de rotura do provete WM2. a – plastificação do capacete; b – deformação do capacete e abertura de fenda superficial na soldadura; c – fenda longitudinal na viga e d – esmagamento e corte nos furos, esmagamento do banço inferior e ligações banço-alma do banço superior da viga.

No decorrer do ensaio do provete WM3, a partir de um deslocamento vertical de ~85 mm, foi apenas observável a abertura de uma pequena fenda na zona da soldadura como se ilustra na Figura 54-a. Após a desmontagem do provete, foi possível identificar os seguintes modos de rotura: (i) esmagamento nos furos da viga (Figura 54-b); (ii) fenda longitudinal na alma da viga a partir do furo

(Figura 54-c); (iii) esmagamento dos cantos inferiores da viga (Figura 54-b); (iv) ruptura das ligações banzo-alma da viga (Figura 54-b e c); e (v) abertura de uma fenda na ligação banzo-alma da coluna (Figura 54-d).

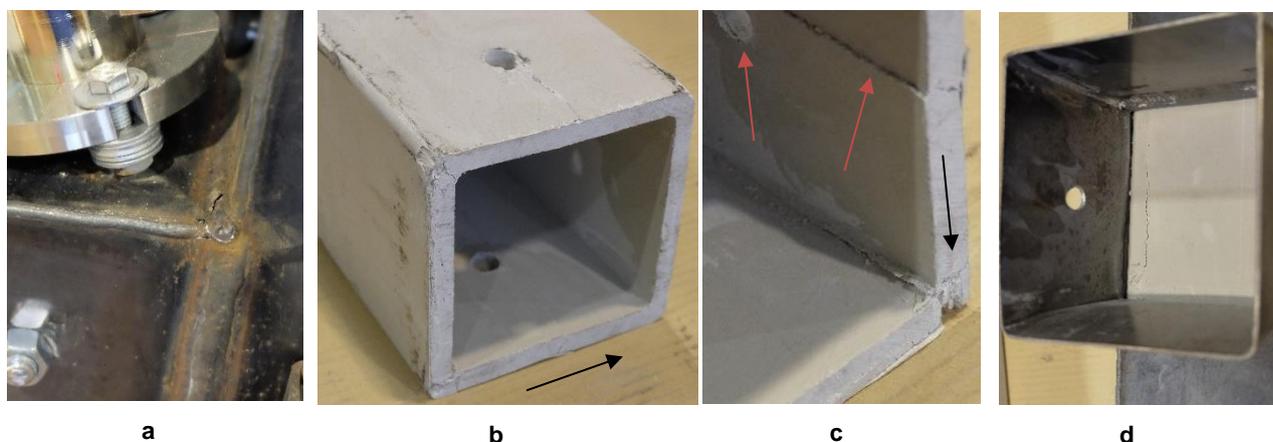


Figura 54: Modos de rotura do provete WM3. a – abertura de fenda superficial na soldadura; b – esmagamento do banzo inferior e esmagamento nos furos da viga; c – rotura da ligação banzo-alma no banzo superior e fenda longitudinal a partir do furo da viga e d – fenda na coluna.

Após a análise dos ensaios, obtiveram-se os resultados que são resumidos na Tabela 10. Para a grande maioria dos parâmetros analisados, verificou-se uma considerável variabilidade, à exceção da resistência última, que apresentou variabilidade mais reduzida.

Tabela 10: Parâmetros obtidos nos ensaios da configuração W.

Provete	K_δ kN/m	K_ϕ kN.m/rad	F_y kN	F_u kN	δ_y mm	δ_{fu} mm	$\delta_{0,8fu}$ mm	ϕ_y mrad	ϕ_{fu} mrad	$\phi_{0,8fu}$ mrad
WM1	213,60	83,41	5,45	14,06	25,06	92,20	92,58	43,22	169,91	171,08
WM2	274,70	109,20	5,75	13,73	20,97	90,43	117,36	34,66	157,79	214,87
WM3	267,60	105,16	4,71	16,00	18,01	133,57	133,57 ⁴	31,49	236,84	236,84 ⁴
Média	251,97	99,26	5,30	14,60	21,35	105,40	114,50	36,45	188,18	207,60
Desvio Padrão	33,42	13,87	0,53	1,23	3,54	24,41	20,64	6,07	42,57	33,48
C. Var. (%)	13,26	13,98	10,09	8,40	16,57	23,16	18,03	16,65	22,62	16,13

3.4.4.2. Tipologia F

Foram realizados três ensaios em ligações com a tipologia F, tendo todos sido considerados válidos. As curvas força-deslocamento vertical obtidas nestes ensaios, ilustradas na Figura 55, caracterizaram-se por um tramo inicial linear, também com alguma variabilidade em termos de rigidez, seguindo-se uma fase não linear com redução gradual da rigidez. No caso do provete FM2, depois da rotura, que provocou uma perda gradual de força, ainda ocorreu algum aumento da força, que sofreu finalmente uma nova redução gradual até ao fim do ensaio. Nos provetes FM1 e FM3, ocorreu uma redução mais

⁴ Os parâmetros tidos em conta para análise foram o deslocamento e a rotação máxima da ligação; deste modo, obtém-se um minorante do coeficiente de ductilidade total da tipologia.

brusca de força na rotura, a que se seguiu uma redução mais gradual, tendo o provete FM1 apresentado alguma recuperação de força entre estas duas fases. Em seguida, apresenta-se uma descrição detalhada dos modos de rotura que justificaram estas variações no andamento dos diagramas força-deslocamento.

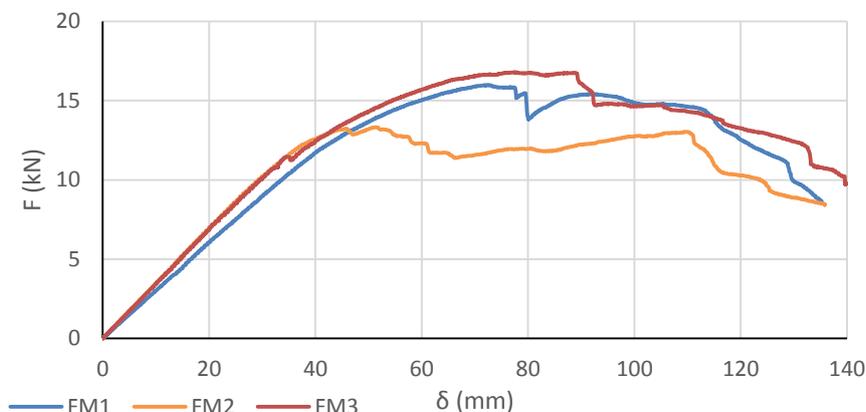


Figura 55: Curvas força-deslocamento vertical das ligações com a configuração F.

No decorrer do ensaio do provete FM1, para um deslocamento vertical de ~33 mm, tornou-se evidente a plastificação do banzo inferior do capacete e, para ~35 mm, era visível a instabilização por compressão na alma do capacete (Figura 56-a). Para um deslocamento de ~80 mm, ocorreu uma perda brusca de força causada pelo início da rotura do aço junto à soldadura que liga as almas da viga e da coluna no capacete (Figura 56-a). Após a desmontagem do provete, foi possível observar esmagamento nos dois furos do banzo superior da viga e arrancamento por corte em apenas um desses furos (Figura 56-b). Verificou-se também a existência de pequenas fendas nas quatro ligações banzo-alma da viga, todas com a configuração ilustrada na Figura 56-c, assim como o aparecimento de uma fenda na ligação banzo-alma da coluna (Figura 56-d).

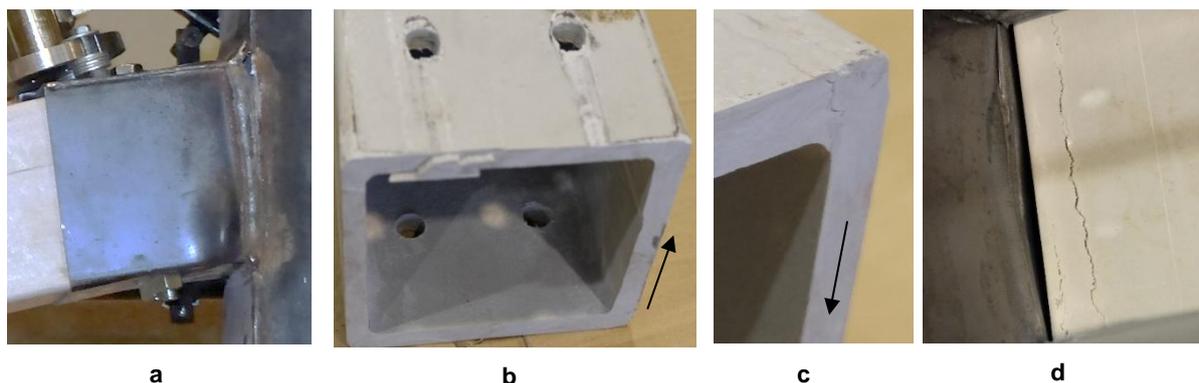


Figura 56: Modos de rotura do provete FM1. a – deformação por compressão do capacete e rotura junto à soldadura superior; b – esmagamento e arrancamento nos furos do banzo superior da viga; c – fenda na ligação banzo-alma superior da viga; d – fenda na coluna.

No decorrer do ensaio do provete FM2, para a força máxima registada no ensaio (~13 kN), para um deslocamento de ~50 mm, ocorreu rotura do aço do capacete junto à soldadura, como é visível na Figura 57-a; esta ocorrência provocou a rotura precoce do provete. Para um deslocamento de ~100 mm, verificou-se a rotura, junto à soldadura, do lado oposto do capacete. Após a desmontagem

do provete, foram observadas as seguintes roturas no material GFRP da viga: (i) esmagamento no banzo inferior (Figura 57-b e c); (ii) esmagamento nos dois furos do banzo superior (Figura 57-b); e (iii) abertura de uma fenda juntos de um dos furos do banzo inferior (Figura 57-c).

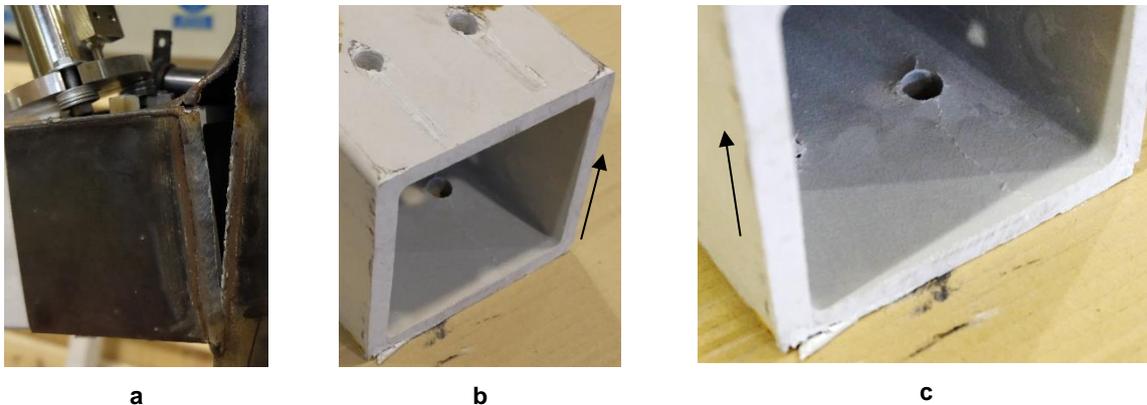


Figura 57: Modos de rotura do provete FM2. a – rotura do capacete junto da soldadura; b – esmagamento dos furos do banzo superior da viga; c – esmagamento do banzo inferior e fenda longitudinal a partir do furo do banzo inferior da viga.

No decorrer do ensaio do provete FM3, para um deslocamento vertical de ~27 mm, tornou-se clara a plastificação do banzo inferior do capacete. Para um deslocamento de ~80 mm, detetou-se deformação plástica também no banzo superior do capacete. Para um deslocamento de ~90 mm, deu-se a rotura do aço do capacete e instabilização da alma do capacete por compressão (Figura 58-a); de seguida, ocorreu uma rotura semelhante no lado oposto do provete. Após a desmontagem do provete, foram identificadas as seguintes roturas no material GFRP: (i) esmagamento nos dois furos do banzo superior e arrancamento por corte num dos furos do banzo superior da viga (Figura 58-b); (ii) esmagamento do banzo inferior da viga (Figura 58-c); e (iii) abertura de uma fenda na coluna (Figura 58-d).

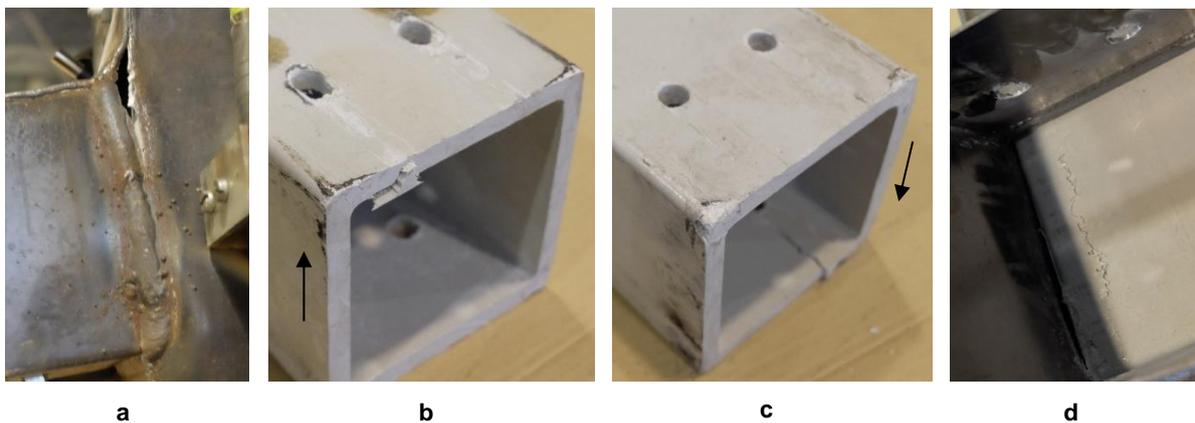


Figura 58: Modos de rotura do provete FM3. a – rotura do capacete junto da soldadura; b – esmagamento e arrancamento nos furos do banzo superior da viga; c – esmagamento do banzo inferior da viga e d – fenda na coluna.

Na Tabela 11 são resumidos os resultados obtidos nos ensaios monotónicos das ligações com a tipologia F. Tal como para a tipologia anterior, alguns dos parâmetros apresentaram variabilidade considerável.

Tabela 11: Parâmetros obtidos nos ensaios da configuração F.

Provete	K_δ kN/m	K_ϕ kN.m/rad	F_y kN	F_u kN	δ_y mm	δ_{fu} mm	$\delta_{0,8fu}$ mm	ϕ_y mrad	ϕ_{fu} mrad	$\phi_{0,8fu}$ mrad
FM1	301,10	121,32	9,52	15,99	31,97	72,57	119,24	52,26	121,23	208,33
FM2	347,50	156,64	8,60	13,32	24,94	51,10	115,74	36,60	77,38	190,32
FM3	343,70	138,73	7,89	16,80	23,00	77,47	117,78	37,60	126,36	200,89
Média	330,77	138,90	8,67	15,37	26,64	67,05	117,59	42,15	108,32	199,85
Desvio Padrão	25,76	17,66	0,82	1,82	4,72	14,03	1,76	8,77	26,92	9,05
C. Var. (%)	7,79	12,71	9,43	11,84	17,71	20,92	1,49	20,81	24,85	4,53

3.4.4.3. Discussão

Tipicamente, as ligações da tipologia W apresentaram modos de rotura no material GFRP da viga, nomeadamente por esmagamento e, por vezes, por arrancamento por corte na zona dos furos da viga, e rotura das ligações alma-banzo superior, sendo estas acompanhadas em geral por considerável plastificação do capacete, sem que se tenham verificado geralmente roturas neste elemento. Já as ligações da tipologia F, apresentaram como modos de rotura, esmagamento nos furos do banzo superior da viga por vezes seguido de arrancamento, abertura de fendas na coluna e esmagamento do banzo inferior da viga. Geralmente, ocorreu plastificação considerável do capacete e, tipicamente, rotura junto da soldadura que faz a ligação entre as almas da viga e da coluna no capacete.

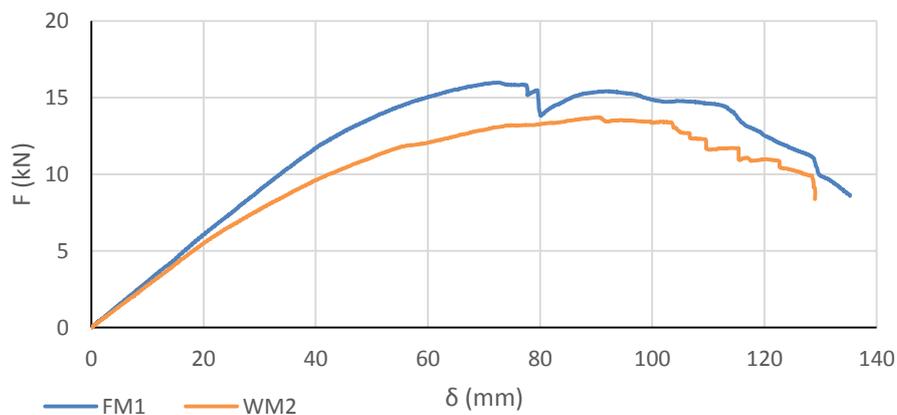


Figura 59: Curvas força-deslocamento vertical mais representativas de cada configuração de ligação.

Na Figura 59 são apresentadas as curvas força-deslocamento vertical que se consideraram mais representativas de cada tipologia de ligação. Na Tabela 12 são apresentados os valores médios mais relevantes para a análise de cada tipologia de ligação e na Figura 60 ilustra-se as propriedades que permitem a comparação das duas tipologias, tendo em consideração a respetiva variabilidade (através do desvio padrão). A rigidez de rotação (k_ϕ) e a força de “cedência” (F_y) foram consideravelmente superiores na tipologia F, ~40 % e ~60 % respetivamente. Já a resistência última (F_u) e o coeficiente

de ductilidade relativa em função do deslocamento ($C_{f,\delta}$) apresentam valores semelhantes em ambas as tipologias, nomeadamente tendo em conta a variabilidade dos resultados experimentais.

Tabela 12: Valores médios relevantes de cada tipologia de ligação.

Tipologia	K_δ	K_ϕ	F_y	F_u	δ_y	δ_{fu}	$C_{d,\delta}$
	kN/m	kN.m/rad	kN	kN	mm	mm	-
W	251,97	99,26	5,30	14,60	21,35	105,40	0,81
F	330,77	138,90	8,67	15,37	26,64	67,05	0,77

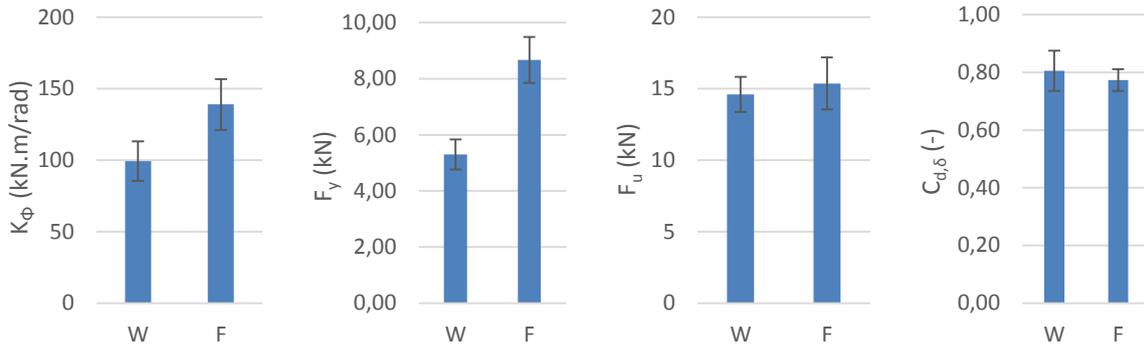


Figura 60: Comparação entre propriedades das duas tipologias ensaiadas nos ensaios monotónicos.

Considerando uma análise elástica (mais indicada para estruturas em GFRP) e uma viga com 3000 mm de vão, é possível classificar ambas as tipologias como semi-rígidas de acordo com o Eurocódigo 3. Este define as ligações, para este tipo de análise, em função da rigidez da viga. A Figura 61 ilustra a comparação da rigidez de ambas as tipologias com os limites definidos para ligações rotuladas e encastradas.

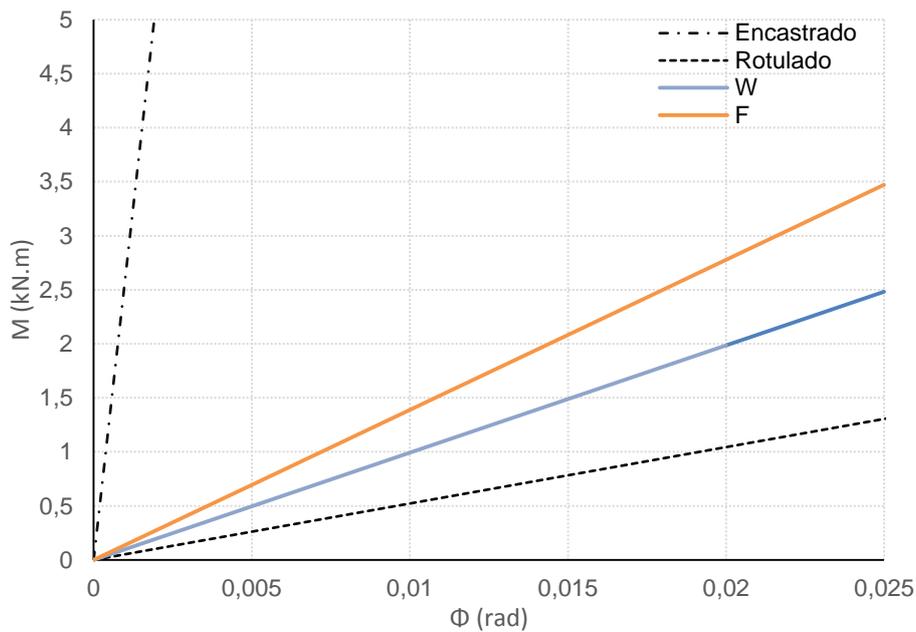


Figura 61: Comparação da rigidez de ambas as tipologias com os limites definidos pelo Eurocódigo 3.

3.4.5. Ensaios cíclicos – resultados e discussão

Os ensaios cíclicos permitiram avaliar a evolução, ao longo dos ciclos de deslocamento imposto, da rigidez, do momento máximo e da capacidade de dissipação de energia das ligações. Estes ensaios permitiram também o estudo das curvas histeréticas, assim como os modos de rotura no material GFRP e nos elementos metálicos, responsáveis pelas alterações na proporcionalidade e simetria destas curvas.

3.4.5.1. Tipologia W

Nas ligações do tipo W, foram realizados três ensaios, dois dos quais (WC1 e WC2) foram considerados válidos. O ensaio da ligação WC3 não foi considerado válido porque se constatou que este provete quase não foi capaz de mobilizar força no sentido ascendente do carregamento para deslocamentos com uma magnitude semelhante à correspondente ao valor de “cedência”. Isto deveu-se a uma folga excessiva no capacete, que permitiu que a viga se movimentasse livremente neste sentido. Para os ensaios válidos, apresentam-se as curvas histeréticas em comparação com o ensaio monotónico mais representativo desta tipologia de ligação (Figura 62 e Figura 63). Mostra-se que o comportamento foi razoavelmente simétrico nos dois sentidos de carregamento. É importante referir que em ambos os casos se verificou a existência de um patamar nas curvas, onde não ocorreu mobilização de força significativa. Tal deve-se, ao início, à existência de uma pequena folga, que permitiu que a viga se deslocasse quase livremente para deslocamentos reduzidos, sendo este patamar mais extenso para ciclos de maior deslocamento devido à acumulação de dano na ligação.

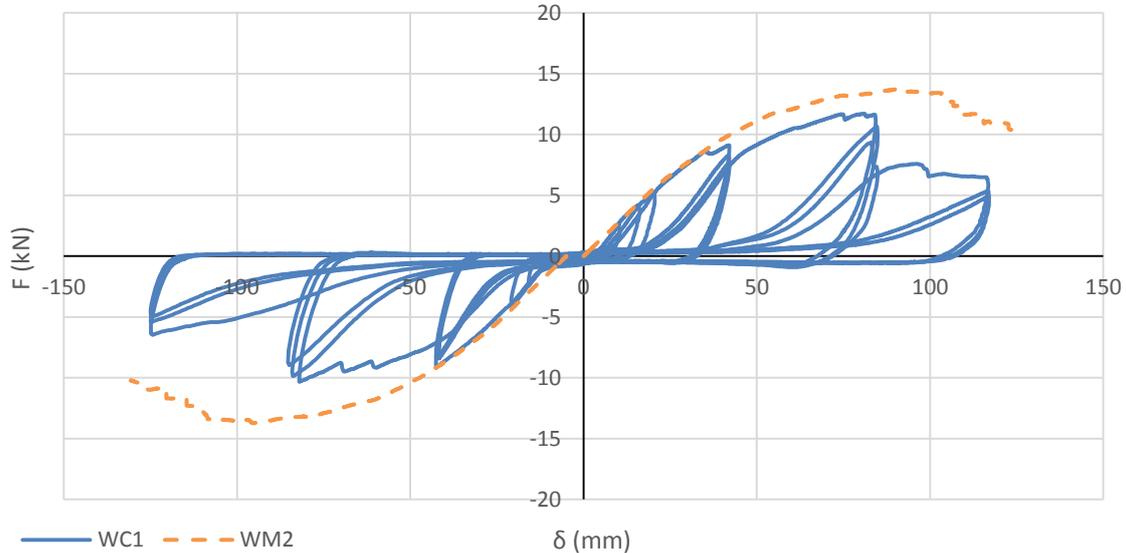


Figura 62: Curva força-deslocamento do provete WC1 vs. ensaio monotónico mais representativo (WM2).

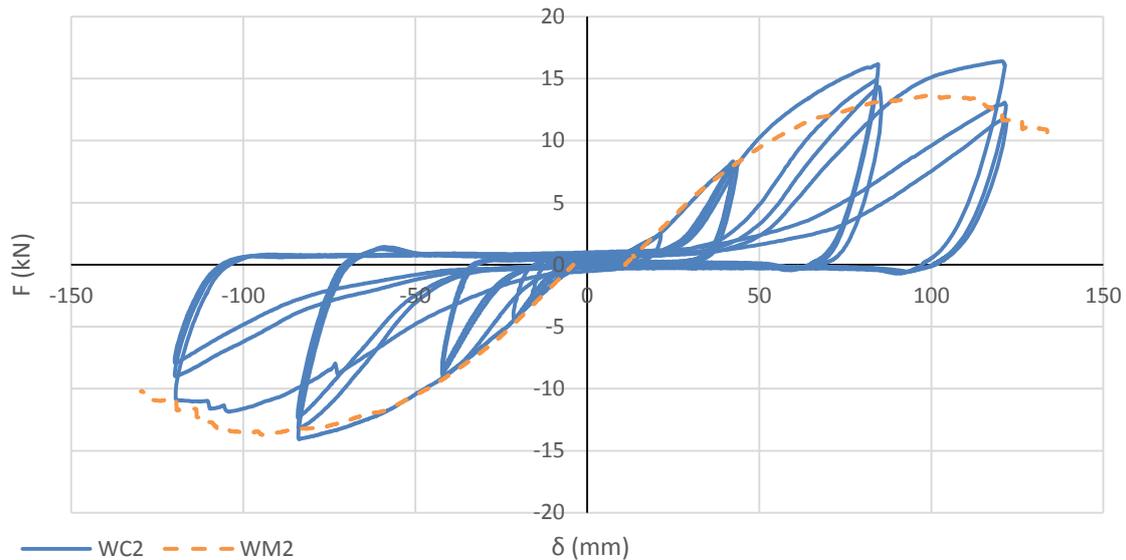


Figura 63: Curva força-deslocamento do provete WC2 vs. ensaio monotônico mais representativo (WM2).

No que se refere aos danos observados, durante o ensaio e após a desmontagem dos provetes, estes foram em tudo semelhantes aos observados nos ensaios monotônicos. Adicionalmente, observou-se também ocorrência de dano nas soldaduras da ligação banzo-alma do capacete, devido aos ciclos de carga ascendente (Figura 64-a e Figura 65-a⁵), instabilização das almas, após a rotura das ligações banzo-alma superiores da viga, e esmagamento dos cantos da viga contra o capacete. Na Figura 64 e na Figura 65 são ilustrados os modos de rotura observados nos ensaios da tipologia W.

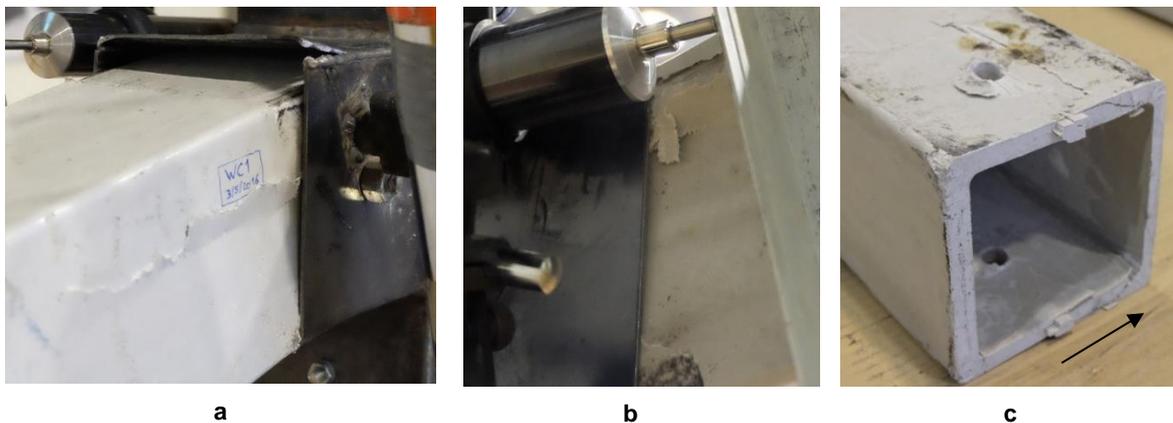


Figura 64. Modos de rotura do provete WC1. a – rotura da soldadura do capacete e da ligação banzo-alma superior da viga; b – rotura da ligação banzo-alma superior da viga e c – esmagamento e arrancamento por corte nos furos, rotura das ligações banzo-alma do banzo superior e esmagamento dos cantos da viga.

⁵ O provete WC2 foi inadvertidamente montado no pórtico ao contrário dos outros. Deste modo, as soldaduras de ligação banzo-alma do capacete surgem do lado inferior. No entanto, este provete foi ensaiado de forma inversa aos outros de forma a obter resultados coerentes. Assim, os deslocamentos positivos deste provete são no sentido ascendente.

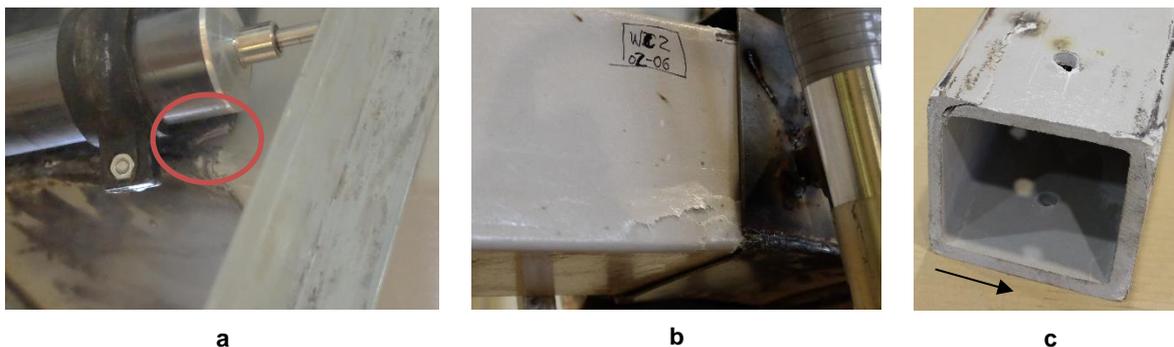


Figura 65: Modos de rotura do provete WC2. a – rotura junto da soldadura do banzo inferior do capacete; b – rotura da ligação banzo-alma da viga e c – esmagamento nos furos, rotura da ligação banzo-alma e esmagamento dos cantos da viga.

3.4.5.2. Tipologia F

Nas ligações da tipologia F, os três ensaios realizados foram considerados válidos. Da Figura 66 à Figura 68 são apresentadas as curvas histeréticas dos três ensaios, que se caracterizaram por deixarem de apresentar simetria, no quinto ciclo para os provetes FC1 e FC3 e no oitavo ciclo para o provete FC2, devido à ocorrência de dano nas ligações. Apesar de para esta configuração ter sido possível mobilizar força para deslocamentos inferiores à tipologia anterior, também para esta tipologia se verificou a ocorrência de um pequeno patamar com aumento de deslocamento sem aumento de força devido à folga do capacete e à propagação de dano.

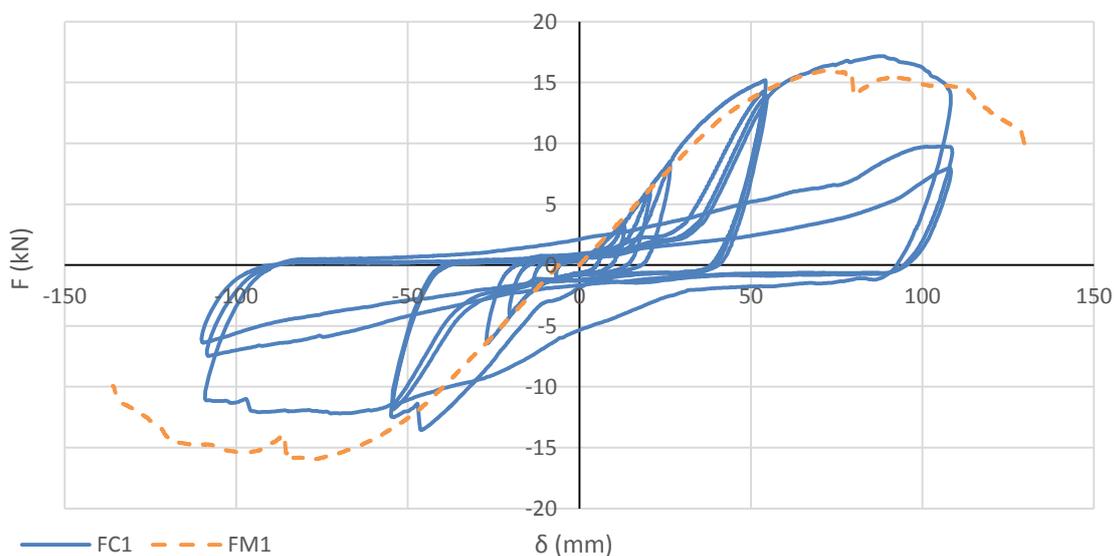


Figura 66: Curva força-deslocamento do provete FC1 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).

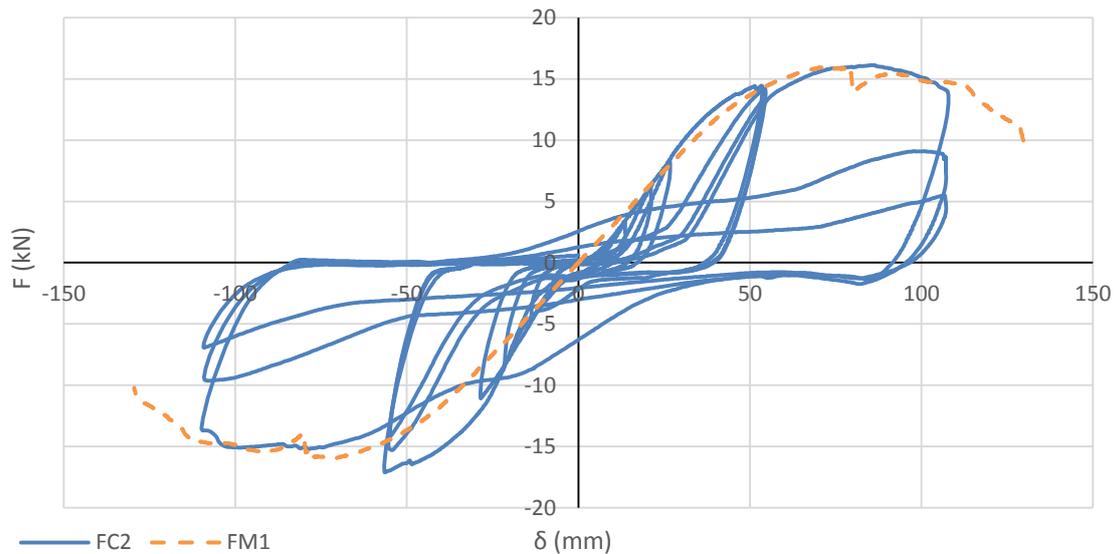


Figura 67: Curva força-deslocamento do provete FC2 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).

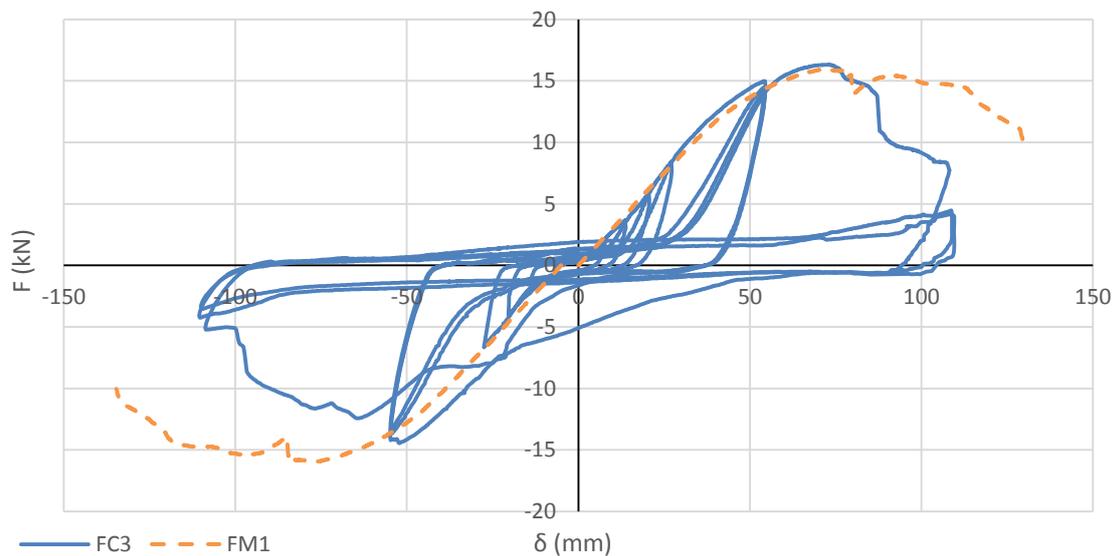


Figura 68: Curva força-deslocamento do provete FC3 vs. ensaio monotónico mais representativo (FM1).

Também nos ensaios da tipologia F, verificou-se que, em geral, os danos observados durante e após os ensaios foram idênticos aos dos ensaios monotónicos. Também para esta tipologia, adicionalmente, verificou-se rotura da soldadura de ligação banzo-alma do capacete. Tipicamente, as roturas junto da soldadura de ligação das almas da viga e da coluna do capacete surgiram na parte inferior e superior da viga, devido ao carregamento nos dois sentidos; as linhas de rotura acabaram por convergir e, a partir daí, a ligação passou a funcionar de forma análoga a uma ligação com duas cantoneiras nos banzos. Verificou-se também considerável esmagamento dos cantos da viga contra o capacete. Da Figura 69 à Figura 71 são apresentados os modos de rotura observados nos ensaios cíclicos da tipologia F.

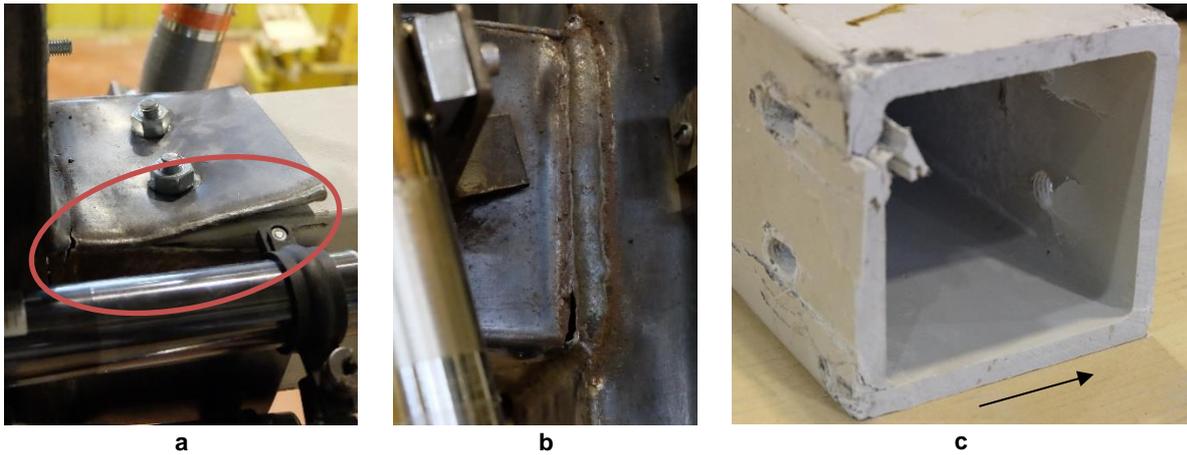


Figura 69: Modos de rotura do provete FC1. a – rotura de soldadura do banzo superior do capacete; b – rotura do aço junto da soldadura da alma e c – esmagamento nos furos e arrancamento por corte num dos furos, rotura da ligações banzo-alma e esmagamento dos cantos da viga.

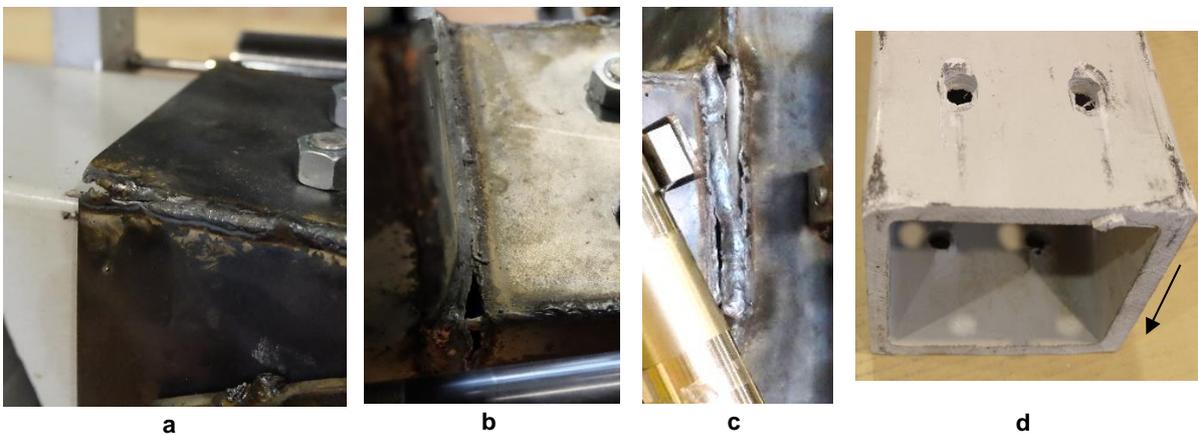


Figura 70: Modos de rotura do provete FC2. a – rotura de soldadura no banzo superior do capacete; b – rotura de soldadura no banzo superior do capacete; c – rotura das soldaduras da alma do capacete e d – esmagamento nos furos, com arrancamento por corte num dos furos, e esmagamento dos cantos da viga.

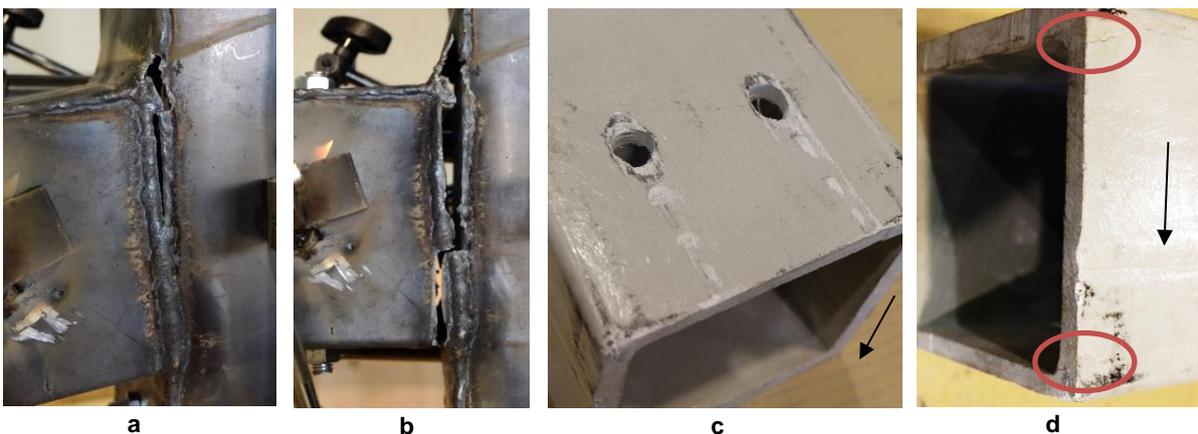


Figura 71: Modos de rotura do provete FC3. a – rotura de soldadura da alma do capacete; b – junção das roturas das soldadura da alma do capacete; c – esmagamento nos furos da viga e d – pequenas fendas nas ligações banzo-alma da viga.

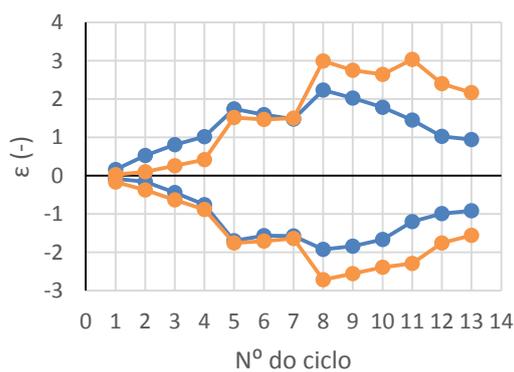
3.4.5.3. Resultados e Discussão

Na Tabela 13 mostra-se, para cada ensaio, os valores máximos e mínimos da força registados e os respetivos deslocamentos. É possível concluir que, em geral, a tipologia F apresentou valores superiores de resistência. No entanto, estes valores de resistência foram atingidos para deslocamentos inferiores, o que é consistente com a maior rigidez daquela ligação por comparação com a ligação do tipo W.

Na Figura 72 e na Figura 73 ilustra-se a evolução da função de força relativa, para todos os ensaios válidos de ambas as tipologias, obtida de acordo com as equações 11 e 12 (secção 3.4.5.1). Nas duas tipologias verifica-se uma tendência ascendente até ao quinto ciclo (em que o deslocamento de “cedência” é ultrapassado). Para os dois ciclos posteriores (ciclos 6 e 7), a função de força sofre uma ligeira redução. Isto deve-se ao aparecimento de dano na ligação. Entre os ciclos 7 e 8, ainda há algum aumento da função de força, voltando a verificar-se, a partir daí, uma tendência global decrescente deste parâmetro até ao final do ensaio.

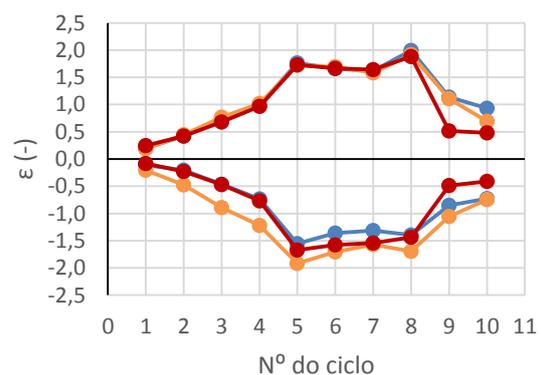
Tabela 13: Forças máximas e mínimas e respetivos deslocamentos de cada ensaio cíclico.

Ligação	F_{max} (kN)	F_{min} (kN)	δ_{max} (mm)	δ_{min} (mm)
WC1	11,72	-10,33	80,87	-82,08
WC2	16,39	-14,07	120,80	-83,82
Media	14,06	-12,20	100,84	-82,95
Desvio Padrão	3,30	2,65	28,24	1,23
FC1	17,17	-13,55	88,17	-46,16
FC2	16,12	-17,11	85,46	-56,45
FC3	16,32	-14,46	72,93	-52,29
Media	16,22	-15,79	79,20	-54,37
Desvio Padrão	0,15	1,88	8,86	2,94



WC1 WC2

Figura 72: Evolução da função de força relativa para a tipologia W.



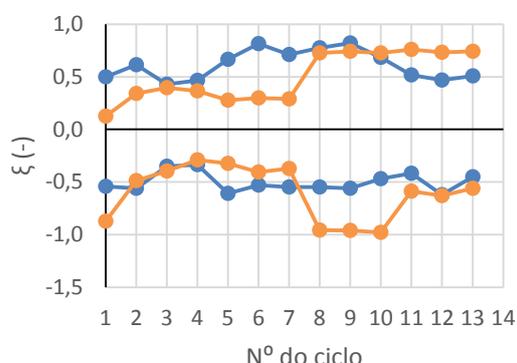
FC1 FC2 FC3

Figura 73: Evolução da função de força relativa para a tipologia F.

Na Figura 74 e na Figura 75 apresenta-se o andamento da função de rigidez relativa para todos os ensaios válidos de cada tipologia, obtida de acordo com as equações 13 e 14 (secção 3.4.5.1). Para ambas as tipologias, os resultados apresentam uma variabilidade significativa, não apresentando uma

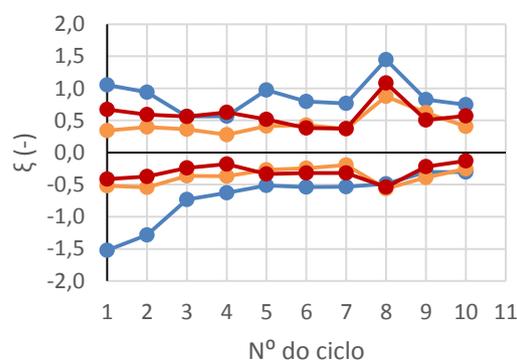
tendência de variação clara ao longo do ensaio. Uma vez que a rigidez é medida na descarga aquando da intersecção com o eixo das abcissas, em geral, esta foi medida na zona de transição entre o tramo de descarga e o patamar que se discutiu atrás. Assim, esta pode ser a razão (ou uma das razões) para a variabilidade dos resultados e para estes não apresentarem a tendência decrescente que seria de esperar.

Na Figura 76 e na Figura 77 ilustra-se a evolução da função de energia absorvida relativa para todos os ensaios válidos de cada tipologia, obtida de acordo com as equações 15 e 16 (secção 3.4.5.1). Em todos os casos, é observável que, como seria de esperar, para todos os primeiros ciclos de cada deslocamento, a ligação apresenta valores superiores de energia absorvida relativa, que passa a ser mais reduzida nas repetições dos mesmos deslocamentos. Este resultado também se explica com a ocorrência de dano nos deslocamentos pós-“cedência”.



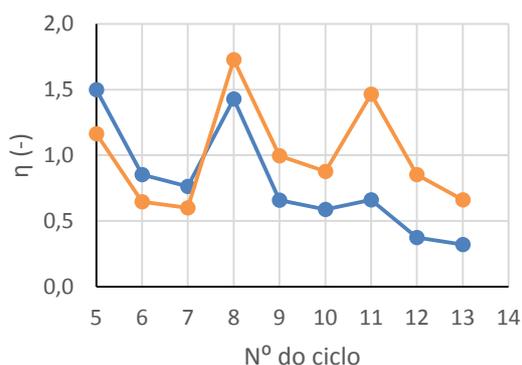
WC1 WC2

Figura 74: Evolução da função de rigidez relativa para a tipologia W.



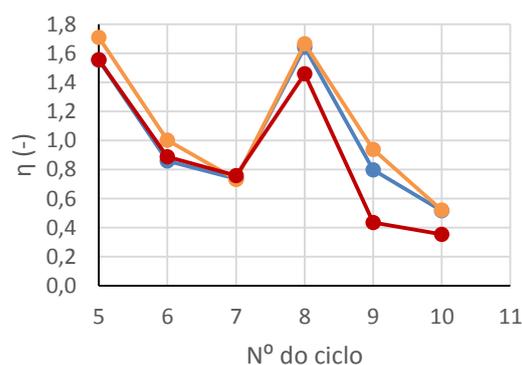
FC1 FC2 FC3

Figura 75: Evolução da função de rigidez relativa para a tipologia F.



WC1 WC2

Figura 76: Evolução da função de energia absorvida relativa para a tipologia W.



FC1 FC2 FC3

Figura 77: Evolução da função de energia absorvida relativa para a tipologia F.

Na Figura 78 apresenta-se a energia média acumulada ao longo dos ciclos para cada tipologia de ligação. A tipologia F apresenta uma absorção de energia significativamente maior do que a tipologia W. Assim, conclui-se que, apesar de grande parte do funcionamento deste sistema de ligação se dar pelo encaixe e pelos contactos perfil-capacete, a configuração de aparafusamento pode ter influência

significativa no comportamento da ligação. Como seria de esperar, os principais acréscimos na energia absorvida dão-se no primeiro ciclo de cada deslocamento.

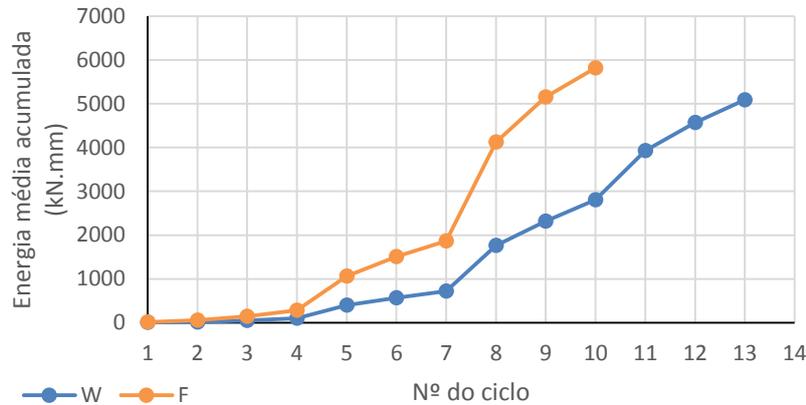


Figura 78: Comparação entre as energias médias acumuladas por ciclo das duas tipologias.

Na Figura 79 ilustra-se as propriedades que permitem comparar as duas tipologias de ligação estudadas (as barras de erro correspondem aos valores mínimo e máximo). No que se refere às forças máximas e mínimas aplicadas, a tipologia F apresenta maiores valores absolutos, embora a variabilidade dos resultados seja considerável. Quanto à energia total absorvida até ao 10º ciclo, a tipologia F apresentou, em média, valores significativamente superiores aos da tipologia W.

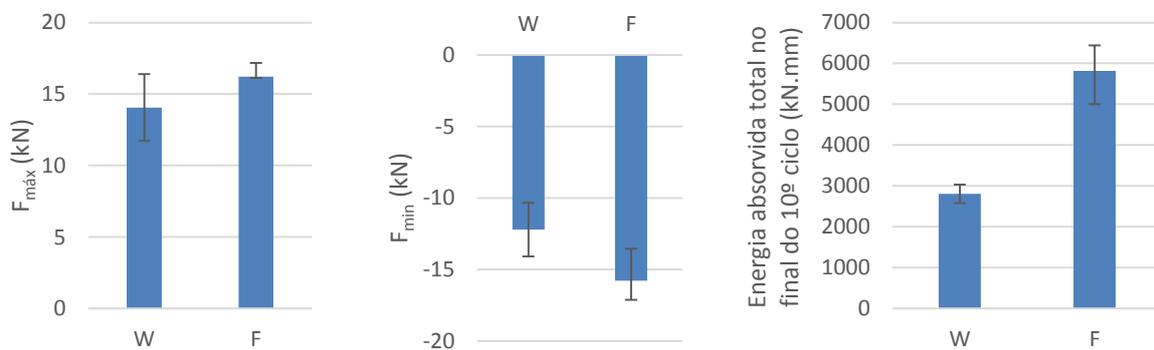


Figura 79: Comparação entre propriedades das duas tipologias ensaiadas nos ensaios cíclicos (barras de erro correspondem aos valores mínimo e máximo).

3.5. Considerações finais

Os resultados obtidos na campanha experimental permitiram concluir que a tipologia F é a que garante um melhor comportamento em serviço para ações monotónicas, tendo apresentado uma rigidez ~40% superior e uma força de “cedência” ~60% superior à da tipologia W. A tipologia F apresentou resistência última e ductilidade ligeiramente superior e inferior, respetivamente, aos da tipologia W, embora para estes dois parâmetros a variabilidade dos resultados tenha sido elevada. Já para ações cíclicas, até ao 10º ciclo de deslocamento imposto, a energia total absorvida pela tipologia F foi aproximadamente duas vezes superior à da tipologia W. Por estas razões, considera-se que, em geral, a tipologia F apresentou

melhor comportamento estrutural. No entanto, como referido, esta tipologia também apresenta maiores dificuldades de compatibilização com painéis de piso.

As duas tipologias de ligação apresentaram modos de rotura muito semelhantes, nomeadamente no que se refere aos danos nos perfis de GFRP. Já relativamente ao capacete de aço, na tipologia F ocorreram maiores danos do que na tipologia W, o que também parece ter contribuído para a maior absorção de energia na primeira tipologia de ligação.

4. Estudo Numérico

4.1. Considerações iniciais

Neste capítulo são apresentados os resultados de um estudo numérico, com base em modelos de elementos finitos desenvolvidos recorrendo ao *software* comercial Abaqus [57], com o objetivo de simular o comportamento monotónico das ligações estudadas experimentalmente. Inicialmente, é feita a descrição dos modelos e das hipóteses admitidas. De seguida, apresenta-se o estudo de malha, são tecidas considerações sobre a calibração dos modelos e é feito um estudo paramétrico sobre as energias de fratura do material GFRP correspondentes a diferentes modos de evolução do dano. Finalmente, são apresentados os resultados obtidos, sendo estes discutidos e comparados com os resultados experimentais, tanto em termos de valores de rigidez e resistência das ligações, como em termos de modos de rotura.

4.2. Descrição dos modelos

4.2.1. Geometria, malha e discretização

Foram modeladas as duas tipologias de ligação (W e F) descritas em 3.4.1, sendo a geometria dos modelos igual à descrita nesse ponto. Na Figura 80, são ilustradas as duas tipologias modeladas, assim como os diferentes materiais constituintes de cada elemento.

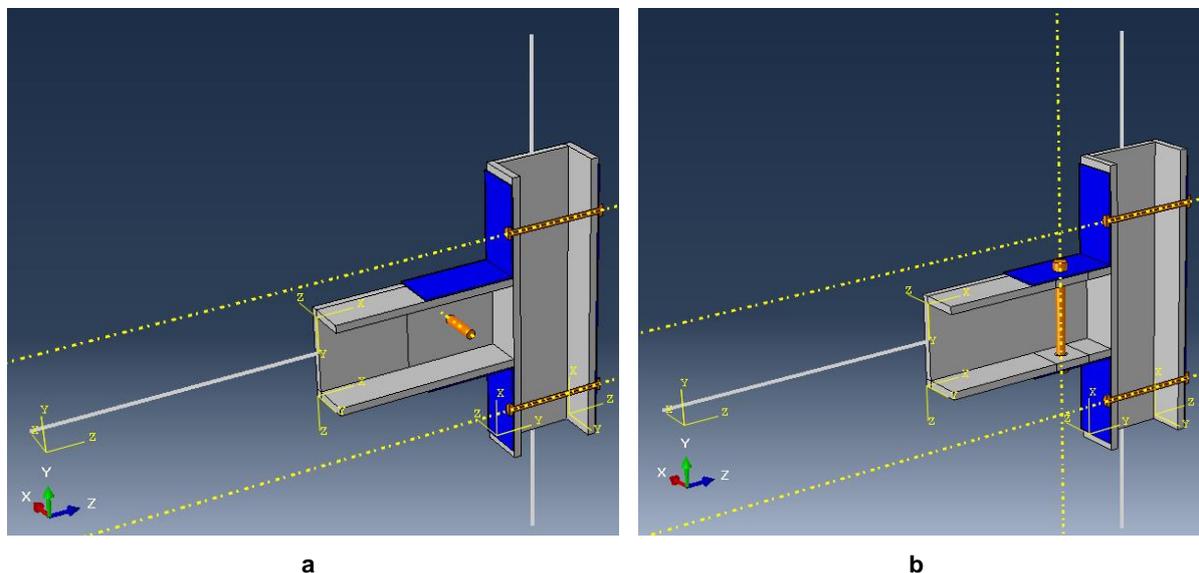


Figura 80: Geometria dos modelos - a – tipologia W e b – tipologia F - a cinzento claro – elementos de GFRP; a azul – aço do capacete; a laranja – aço dos parafusos.

O material GFRP foi modelado com dois tipos de elementos: com elementos de casca (do tipo *Continuum Shell*, SC8R), com 10 mm de espessura, nas zonas da viga e coluna mais próximas da ligação (na coluna, até 10 mm para fora do capacete, e na viga, 120 mm para fora do capacete, uma vez que é a zona onde ocorre mais dano); e com elementos de barra (*Frame*, B33), nas zonas mais afastadas da ligação, onde a teoria de Euler-Bernoulli (para vigas finas) pode ser aplicada. Os

elementos *Continuum Shell* apresentam 5 pontos de integração na espessura (pelo método de Simpson), tendo assim uma relação constitutiva de casca, apesar dos elementos serem sólidos.

No caso dos elementos metálicos, a modelação foi feita de duas formas: com elementos *Continuum Shell* na peça que compõe o capacete, uma vez que esta é composta por elementos de parede fina - estes elementos são em tudo semelhantes aos *Continuum Shell* do GFRP, com a diferença de terem 2 mm de espessura; e com elementos sólidos tridimensionais tetraédricos de 4 nós (C3D4), nas peças dos parafusos e das porcas.

Para reduzir o custo computacional, foram efetuadas simplificações de simetria relativamente ao eixo transversal vertical da secção. Assim, foi modelada metade da ligação, utilizando as condições de fronteira adequadas, descritas adiante.

Os furos foram modelados sem folga e, por essa razão, os parafusos foram simulados sem pré-esforço. As porcas e varões foram modelados numa peça única, considerando, assim, a ligação na rosca como sendo “perfeita”.

No que se refere à malha utilizada, foram estudados três refinamentos para a viga e para o capacete. Estes encontram-se resumidos na Tabela 14, assim como o tipo de elementos utilizados em cada elemento estrutural. Na mesma tabela, também se apresenta os refinamentos utilizados nos parafusos, na coluna, nos varões e nas barras, que se mantiveram constantes. Os resultados do estudo de malha são apresentados na secção 4.3.

Tabela 14: Resumo dos refinamentos de malha testados.

Elemento estrutural		Nº de elementos		
		Menor refinamento	Refinamento médio	Maior refinamento
Coluna	<i>Frame</i> (B33)	5	5	5
	<i>Continuum Shell</i> (SC8R)	936	936	936
Viga	<i>Frame</i> (B33)	12	12	12
	<i>Continuum Shell</i> (SC8R)	574	2068	7876
Capacete	<i>Continuum Shell</i> (SC8R)	915	1320	4555
Varões M8	<i>Solid</i> (C3D4)	592	592	592
Varões M12	<i>Solid</i> (C3D4)	4945	4945	4945

4.2.2. Propriedades mecânicas dos materiais

De forma a simular a rotura nos modelos das ligações, é necessário considerar o comportamento fisicamente não linear dos materiais. Para tal, teve que se ter em conta a plastificação dos aços, assim como a evolução do dano do GFRP. Tendo em conta o reduzido valor de esforço axial de compressão na coluna durante o ensaio, não se considerou necessário contabilizar o comportamento geometricamente não linear.

O perfil de GFRP foi modelado como um material ortotrópico, definindo-se a direção longitudinal (a da pultrusão) nas paredes (banzos e almas) como sendo a direção 1, e a direção perpendicular aos planos das paredes como a direção 3 (referenciais a amarelo na Figura 80). Na Tabela 15 são apresentadas as propriedades elásticas do GFRP, sendo E_{11} e E_{22} , respetivamente, os módulos de elasticidade longitudinal e transversal, ν_{12} é o coeficiente de Poisson e G_{ij} são os módulos de distorção. Na Tabela 16 são apresentadas as propriedades resistentes do material GFRP, onde as tensões resistentes (f) são definidas na direção longitudinal (1) e transversal (2), à tração (T), à compressão (C) e ao corte (S).

Tabela 15: Propriedades elásticas do GFRP.

E_{11} [GPa]	E_{22} [GPa]	ν_{12} [-]	G_{12} [GPa]	G_{13} [GPa]	G_{23} [GPa]
32,7	4,8	0,3	3,2	3,2	3,2

Tabela 16: Tensões resistentes do GFRP.

$f_{1,T}$ [MPa]	$f_{1,C}$ [MPa]	$f_{2,T}$ [MPa]	$f_{2,C}$ [MPa]	$f_{1,S}$ [MPa] ⁶	$f_{2,S}$ [MPa]
326	435	89	89	30	59

Nas equações 17 a 20 são apresentados os critérios de iniciação de dano no GFRP, considerados pelo *software* comercial Abaqus [57], onde $F_{f,T}$ é o critério de iniciação do dano da fibra à tração, $F_{f,C}$ o da fibra à compressão, $F_{m,T}$ o da matriz à tração e $F_{m,C}$ o da matriz à compressão. O parâmetro α da equação 17 foi considerado igual a zero, de acordo com o indicado no manual do *software* Abaqus [57], uma vez que se optou por utilizar o critério proposto por Hashin e Rotem [58].

$$F_{f,T} = \frac{\hat{\sigma}_1^2}{f_{1,T}^2} + \alpha \cdot \frac{\hat{\sigma}_{12}^2}{f_{1,S}^2} < 1,0 \quad (17)$$

$$F_{f,C} = \frac{\hat{\sigma}_1^2}{f_{1,C}^2} < 1,0 \quad (18)$$

$$F_{m,T} = \frac{\hat{\sigma}_1^2}{f_{1,T}^2} + \frac{\hat{\sigma}_{12}^2}{f_{1,S}^2} < 1,0 \quad (19)$$

$$F_{m,C} = \frac{\hat{\sigma}_2^2}{4 \cdot f_{2,S}^2} + \left(\frac{f_{2,C}^2}{4 \cdot f_{2,S}^2} - 1 \right) \cdot \frac{\hat{\sigma}_2}{f_{2,C}} + \frac{\hat{\sigma}_{12}^2}{f_{1,S}^2} < 1,0 \quad (20)$$

sendo as tensões efetivas $\hat{\sigma}$ do tensor das tensões efetivas obtidas através da equação 21,

$$\hat{\sigma} = M \cdot \sigma \quad \text{com} \quad M = \begin{bmatrix} \frac{1}{1-d_f} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1}{1-d_m} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{1-d_s} \end{bmatrix} \quad (21)$$

⁶ Valor calculado com base em ensaios de sobreposição dupla realizados no âmbito dos projetos *Clickhouse* e *FRP-Quake* (o último, atualmente a decorrer no IST).

onde σ é o tensor das tensões e M o operador de dano. As variáveis internas de dano (d_f, d_m e d_s) são definidas pelas seguintes equações 22 a 24,

$$d_f = \begin{cases} d_{f,T} & \text{se } \hat{\sigma}_{11} \geq 0 \text{ (DAMAGEFT)} \\ d_{f,C} & \text{se } \hat{\sigma}_{11} < 0 \text{ (DAMAGEFC)} \end{cases} \quad (22)$$

$$d_m = \begin{cases} d_{m,T} & \text{se } \hat{\sigma}_{22} \geq 0 \text{ (DAMAGEMT)} \\ d_{m,C} & \text{se } \hat{\sigma}_{22} < 0 \text{ (DAMAGEMC)} \end{cases} \quad (23)$$

$$d_s = 1 - (1 - d_{f,T}) \cdot (1 - d_{f,C}) \cdot (1 - d_{m,T}) \cdot (1 - d_{m,C}) \text{ (DAMAGESHR)} \quad (24)$$

sendo estas as variáveis do modelo de degradação contínua que controla a propagação do dano no GFRP através das energias de fratura do material (Figura 81 e Figura 82). Este apenas contempla modo I de rotura, uma vez que a propagação do dano ao corte é extrapolada a partir de todas as outras. Como anteriormente referido, os valores para as energias de fratura são bastante escassos na bibliografia e, uma vez que ainda não existem normas para a definição experimental destes valores (e tal estaria fora do âmbito da presente dissertação), foi feito um estudo paramétrico sobre os mesmos, discutido mais à frente na secção 4.4.1. Com o objetivo de melhorar a convergência do modelo e diminuir a dependência de malha, foi utilizado, na relação constitutiva do modelo de propagação de dano, um coeficiente de viscosidade de 10^{-5} [37].

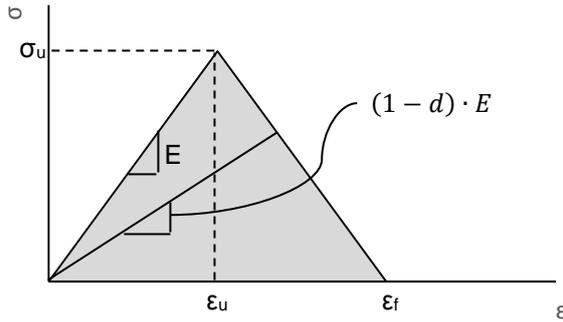


Figura 81: Funcionamento do modelo de degradação contínua.

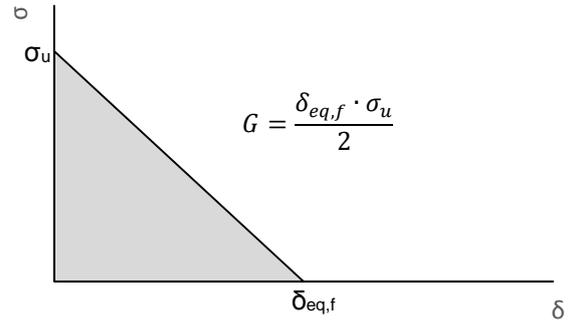


Figura 82: Obtenção da energia de fratura na relação tensão-deslocamentos equivalentes.

Os deslocamentos equivalentes (Figura 82) das fibras são obtidos pelas seguintes equações 25 e 26 e da matriz pelas seguintes equações 27 e 28.

$$\delta_{eq,fT} = L^c \cdot \sqrt{\varepsilon_{11}^2 + \alpha \cdot \varepsilon_{12}^2} \text{ se } \sigma_{11} \geq 0 \quad (25)$$

$$\delta_{eq,fC} = L^c \cdot \varepsilon_{11} \text{ se } \sigma_{11} < 0 \quad (26)$$

$$\delta_{eq,mT} = L^c \cdot \sqrt{\varepsilon_{22}^2 + \varepsilon_{12}^2} \text{ se } \sigma_{22} \geq 0 \quad (27)$$

$$\delta_{eq,mC} = L^c \cdot \sqrt{\varepsilon_{22}^2 + \varepsilon_{12}^2} \text{ se } \sigma_{22} < 0 \quad (28)$$

onde, L^c é a raiz quadrada da área do elemento Continuum Shell.

No caso do aço do capacete, foi utilizada uma relação constitutiva elasto-plástica com endurecimento linear em concordância com os ensaios de caracterização efetuados (secção 3.3). Na Tabela 17, são apresentadas todas as propriedades utilizadas para a definição da relação constitutiva desse aço.

Tabela 17: Propriedades do aço do capacete nos modelos numéricos.

E [GPa]	ν [-]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	$\epsilon_{u,pl}$ [-]
189,45	0,3	260	350	0,24

O aço dos parafusos, tratando-se de parafusos de classe 8.8, foi modelado como elasto-plástico, tendo ainda um endurecimento linear em concordância com o Eurocódigo 3. Na Tabela 18, são apresentadas as propriedades do aço dos parafusos consideradas nos modelos.

Tabela 18: Propriedades do aço dos parafusos classe 8.8 nos modelos numéricos.

E [GPa]	ν [-]	σ_y [MPa]	σ_u [MPa]	$\epsilon_{u,pl}$ [-]
195	0,3	640	800	0,01

4.2.3. Condições de fronteira

Para as condições de fronteira, procurou-se reproduzir as condições em que foram realizados os ensaios experimentais. Assim, foi imposto um deslocamento vertical de $\delta=120$ mm (aproximadamente o curso do macaco hidráulico utilizado) na viga, a 600 mm da face da coluna. Já as extremidades da coluna foram modeladas como encastradas. Por fim, os planos coincidentes com o plano de simetria foram modelados tendo como condição de fronteira um encastramento deslizante, para que as simplificações de simetria utilizadas fossem válidas. Na Figura 83, são ilustradas estas condições de fronteira dos modelos recorrendo à tipologia W, a título de exemplo.

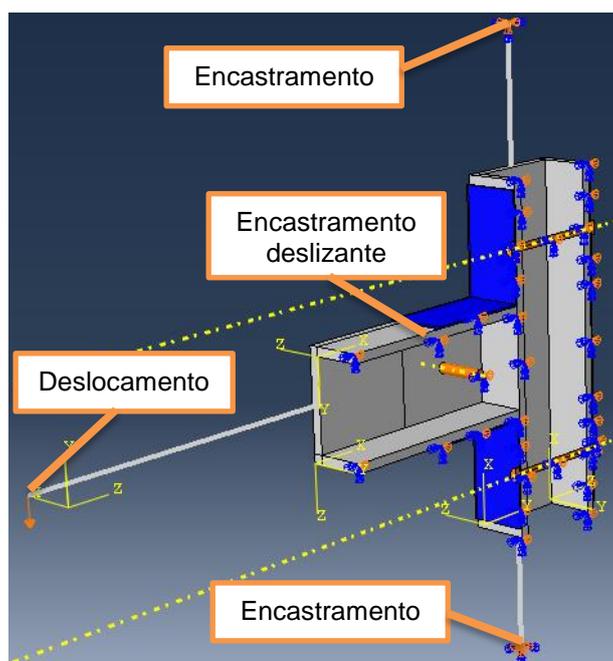


Figura 83: Condições de fronteira dos modelos na tipologia W.

4.2.4. Formulação de contacto e atrito

O *software* comercial Abaqus permite que o contacto seja definido com recurso a diversas funções. O comportamento normal do contacto pode ser modelado, entre outras formas, como rígido (*“Hard” Contact*) ou com uma rigidez definida pelo utilizador (*Linear*). Optou-se por modelar os contactos com uma rigidez de 10000 MPa/mm, de maneira a ultrapassar alguns problemas de convergência. Esta rigidez é suficientemente elevada para não influenciar a rigidez de deformação da ligação, aproximando-se a um comportamento de contacto rígido.

Quanto ao comportamento tangencial, este pode ser modelado com ou sem atrito, tendo-se optado pela modelação de todos os contactos sem atrito (*frictionless*). Esta opção deveu-se sobretudo ao facto de não ter sido possível medir experimentalmente o coeficiente de atrito e de, assim, se ter uma abordagem conservativa nos modelos numéricos.

No que se refere à discretização do contacto, para todos os contactos, foi utilizada a discretização *surface-to-surface*, que considera as duas superfícies para a definição da zona de contacto, e a opção *small sliding*, que deve ser usada quando é expectável que os deslocamentos relativos entre superfícies seja reduzido. Este tipo de contacto é governado por algoritmos do tipo *master-slave*, sendo que a superfície definida como *slave* deve ser sempre a mais discretizada das duas.

Uma vez que se verificou que nos provetes ensaiados havia uma ligeira folga entre o capacete e a viga, o contacto entre os banzos superiores, da viga e do capacete, foi definido com folga numérica artificial (*Clearance*) de 1 mm (aproximadamente o valor médio da folga total dos capacetes ensaiados). Esta folga foi inserida apenas no contacto dos banzos superiores porque, ao montar os provetes, a viga teve sempre tendência para “encostar” ao banzo inferior do capacete. É sabido que contactos definidos com folga têm tendência a apresentar problemas de convergência. Tal facto foi verificado, tendo-se alterado a rigidez (apenas deste contacto) para 5000 MPa/mm. Esta alteração em nada afetou a rigidez da ligação ou os resultados de iniciação de dano.

4.2.5. Tipo de análise

Nestes modelos realizou-se uma análise estática implícita (*standard*), geometricamente linear e fisicamente não linear para todos os materiais que constituem a ligação. A análise foi realizada por imposição incremental de um deslocamento vertical no ponto de aplicação da carga, tendo sido utilizado o método de Newton-Raphson e considerados os seguintes parâmetros: incremento inicial de $1 \times 10^{-5} \delta$; incremento máximo de $0,01 \delta$; incremento mínimo de $1 \times 10^{-15} \delta$; e número máximo de iterações 1×10^9 , sendo δ o deslocamento vertical máximo imposto de 120 mm.

4.3. Resultados do estudo de malha

Como referido, foram estudados três refinamentos para a viga e para o capacete. Na Figura 84-a, são apresentadas as curvas força-deslocamento vertical (sob o ponto de carga) para cada um dos refinamentos. Na Figura 85 e na Figura 86 ilustra-se o dano no material GFRP (através do índice

DAMAGESHR) e o índice de plastificação do capacete (através do índice *PLASTIC EQUIVALENT STRAIN*, PEEQ), respetivamente. Estes resultados foram obtidos com a combinação de energias de fratura que foi considerada mais apropriada, sendo esta discutida em 4.4.1..

Ao analisar as curvas força-deslocamento vertical destes modelos (Figura 84-a), é possível verificar que para a malha menos refinada obtém-se um majorante da carga suportada pela ligação. Isto seria de esperar, uma vez que, em geral (para materiais dúcteis), os elementos finitos respeitam a teoria do limite superior.

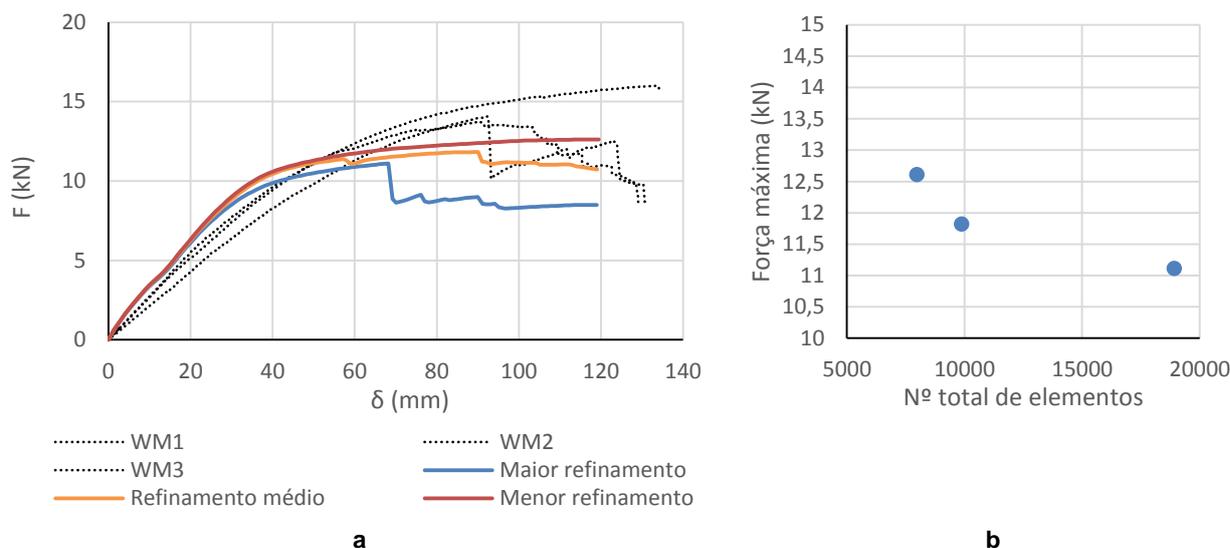


Figura 84: a – Curvas força-deslocamento vertical do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha; e b – evolução da força máxima com o nº total de elementos.

O progressivo refinamento da malha da viga de GFRP permitiu chegar a uma malha bem discretizada e fiável para a simulação dos ensaios experimentais, o que foi concluído com base em três observações distintas:

1. Simplesmente observando a Figura 83-a, conclui-se que a primeira malha não apresenta modo de rotura definido e que a segunda malha captura fracamente o início da rotura aproximadamente aos 95 mm. Em sentido contrário, a terceira malha captura com sucesso o início da rotura para um deslocamento vertical de cerca de 70 mm.
2. Também se verifica que com o aumento do refinamento a força máxima antes da rotura tende praticamente para os valores obtidos com a terceira malha, que fornecerá um limite superior, o que é típico dos elementos finitos Figura 83-b.
3. Na distribuição de dano no momento da rotura ilustrada na Figura 84, também se verifica que esta distribuição tende para a terceira malha, que se encontra em conformidade com o que foi observado experimentalmente.

Não se optou pelo uso de malhas mais refinadas por se considerar que os resultados já apresentavam qualidade suficiente e também para não sobrecarregar o custo computacional. A melhor correlação

entre os resultados numéricos obtidos com as malhas menos refinadas e os resultados experimentais pode dever-se ao facto de as energias de fratura e o coeficiente de viscosidade utilizados no modelo de propagação de dano (secção 4.2.2) serem muito elevados para malhas mais grosseiras [59]

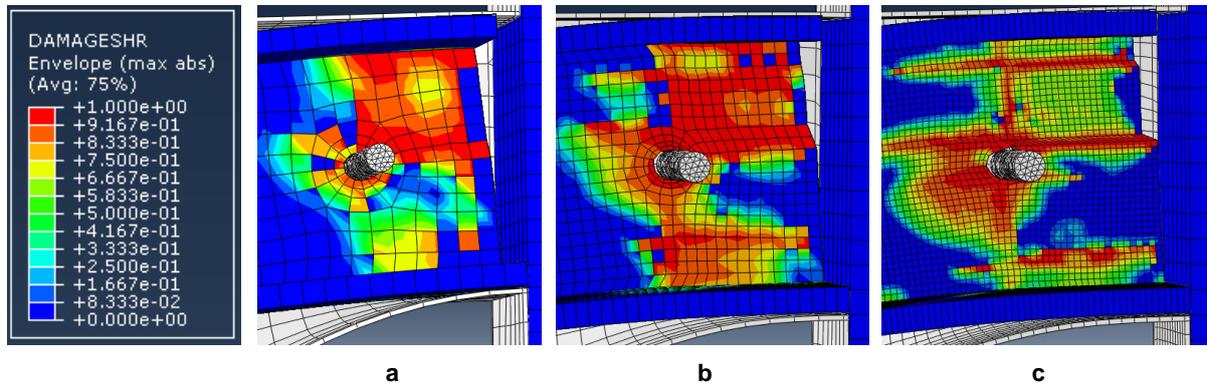


Figura 85: Índice DAMAGE_SHR do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha. a – menor discretização; b – discretização média; e c – maior discretização.

Ao analisar os danos no material GFRP, verifica-se também que a malha mais refinada permite uma melhor identificação da localização dos danos no material, que se encontra em linha de conta com as observações experimentais. Quanto à plastificação do aço do capacete, a malha mais refinada permite uma melhor identificação dos caminhos de carga, assim como das zonas mais plastificadas, também em conformidade com o que se observou experimentalmente. Por estas razões, optou-se por utilizar na análise a malha mais discretizada.

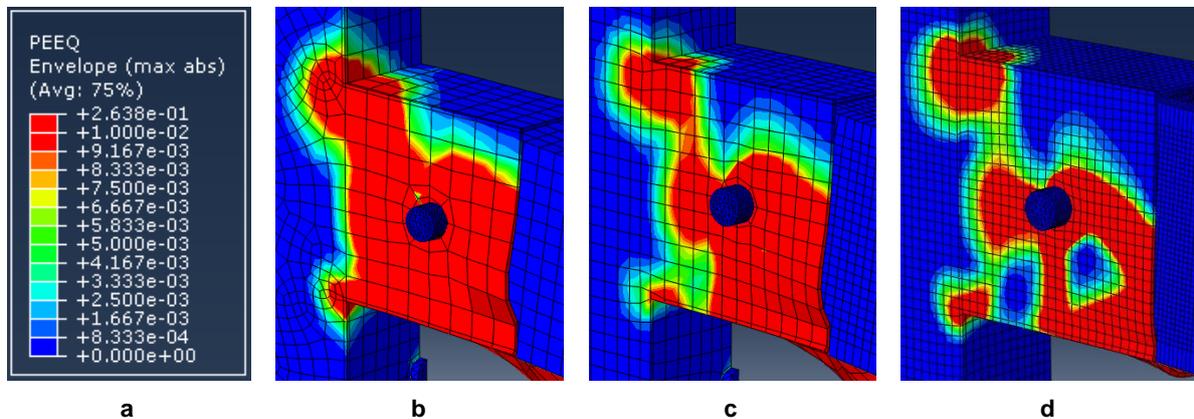


Figura 86: Índice PEEQ do modelo da tipologia W para diferentes discretizações de malha. a – legenda; b – menor discretização; c – discretização média e d – maior discretização.

4.4. Calibração dos modelos

4.4.1. Estudo das propriedades do GFRP junto ao furo

Após serem corridos os modelos com as características anteriormente descritas, verificou-se que, para a tipologia de ligação F, foram obtidos valores de rigidez muito elevados (Figura 87). Depois de se

estudar este fenómeno⁷, constatou-se que tal diferença de rigidez entre os ensaios e o modelo poderia ser causada pela degradação das propriedades do GFRP junto às furações, não simulada nos modelos. Esta degradação teria sido causada pelo esmagamento local do material GFRP, provocado pelas roscas do parafuso. Assim, na zona do furo, foi modelado um anel (Figura 88) com 2 mm de espessura em redor do furo, em que os parâmetros elásticos da Tabela 15 (à exceção do coeficiente de Poisson) foram reduzidos para 1/10.

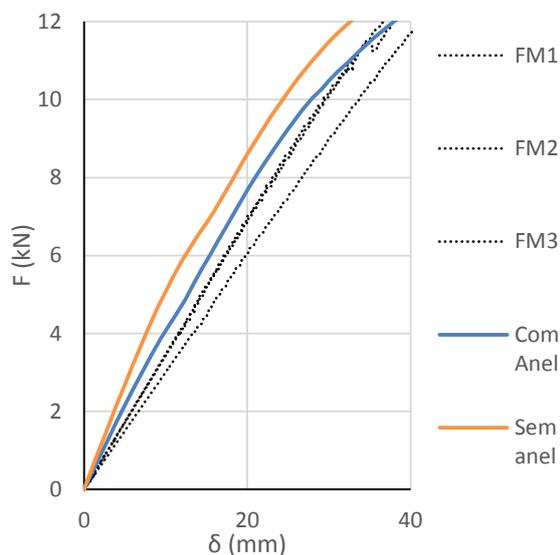


Figura 87: Tramos elásticos da tipologia F.

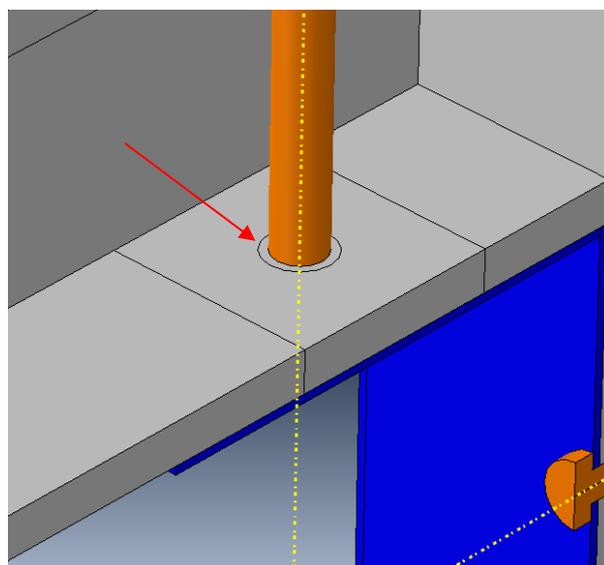


Figura 88: Anel com módulos de elasticidade degradados.

Na Figura 87, é possível verificar que com esta alteração houve uma significativa melhoria na concordância da rigidez. No entanto, experimentalmente, não foi possível medir a dimensão do anel, nem a degradação do material nessa zona. Assim, com diferentes combinações destes dois parâmetros, seria possível obter valores de rigidez semelhantes aos experimentais, ainda que não fosse possível confirmar a correção dessas hipóteses. Por esta razão, optou-se por não utilizar esta calibração nos modelos analisados.

4.4.2. Estudo paramétrico das energias de fratura

De acordo com a pesquisa bibliográfica efetuada, ainda não existe consenso na comunidade científica relativamente às energias de fratura do material GFRP. Apesar de existir alguma bibliografia sobre o assunto [39, 36, 40-42], referente sobretudo a compósitos de carbono e matriz epóxida, os valores daquelas energias apresentam uma variabilidade muito considerável. Além do mais, ainda não foi feita nenhuma campanha experimental de maneira a inquirir estes valores nas quatro direções principais do material.

O estudo paramétrico apresentado nesta secção foi desenvolvido em três fases. Numa primeira fase, optou-se por fixar os valores das energias de fratura da fibra à tração e da matriz à compressão, em 5

⁷ Através ensaios de sobreposição dupla realizados no âmbito dos projetos *Clickhouse* e *FRP Quake* (o último atualmente a decorrer no IST), utilizando parafusos com e sem rosca.

e 70 N/mm, respetivamente⁸. Foram então corridos modelos variando as energias de fratura da fibra à compressão ($G_{f,c}$, 200, 100, 50, 25 e 15 N/mm), uma vez que esta seria a mais relevante para o modo de rotura por esmagamento nos furos, e da matriz à tração ($G_{m,t}$, 5, 10, 25, 50 N/mm), mais relevante para o modo de rotura por arrancamento por corte. Na Figura 89 e na Figura 90, são apresentados os resultados obtidos para ambas as tipologias de ligação para todas as combinações possíveis de valores de energias de fratura.

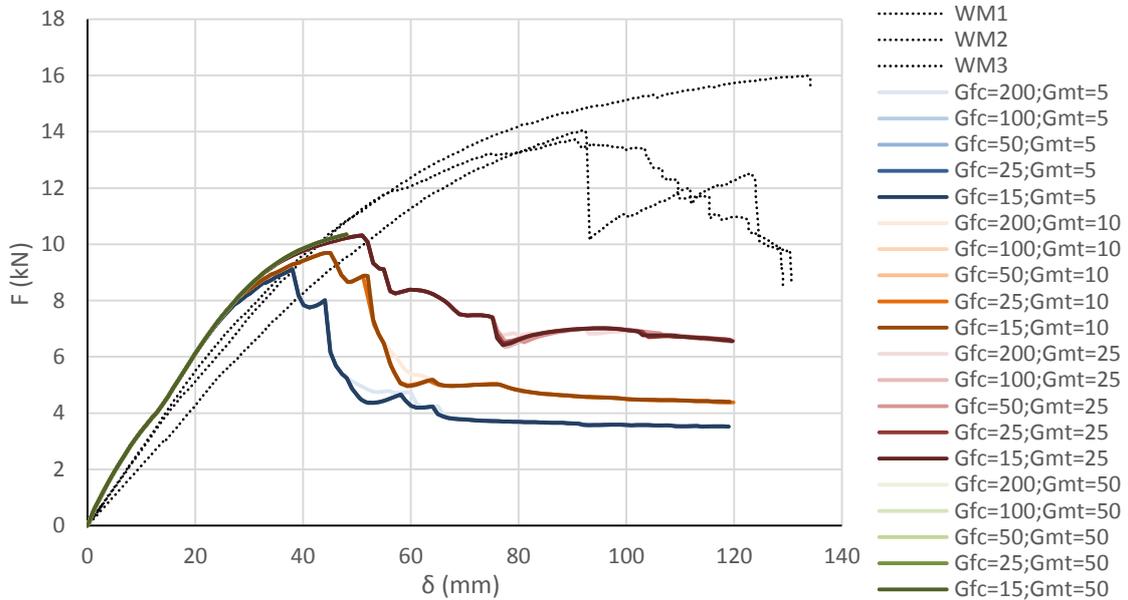


Figura 89: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 1ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.

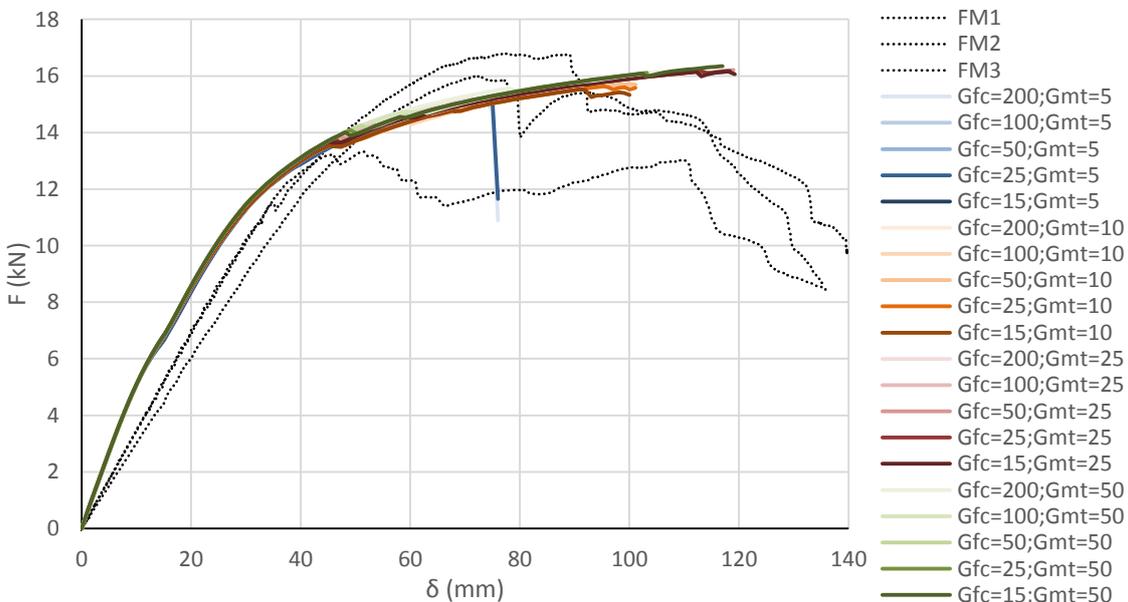


Figura 90: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 1ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.

⁸ Valores calibrados com base em ensaios de sobreposição dupla realizados no âmbito dos projetos *Clickhouse* e *FRP Quake* (o último atualmente a decorrer no IST).

A tipologia W (Figura 89) caracterizou-se, em geral por apresentar dois tramos lineares distintos, seguidos de uma perda gradual da linearidade da resposta até à rotura, que se deu de forma brusca. Foram obtidos valores de resistência muito inferiores aos obtidos experimentalmente. Isto deveu-se ao facto de, nos modelos, se desenvolver dano precoce da matriz à compressão, que levou à abertura de fendas longitudinais na alma da viga (Figura 91).

Já a tipologia F (Figura 90), caracterizou-se também por apresentar dois tramos lineares distintos, seguidos da perda da linearidade com redução gradual da rigidez. Os resultados numéricos apresentam excelente concordância com os resultados experimentais, tendo apenas ocorrido rotura para as combinações com $G_{mt} = 5 \text{ N/mm}$.

Para ambas as tipologias, é possível verificar que a energia de fratura que mais influenciou o comportamento dos modelos foi a da matriz à tração. É de referir que na primeira fase do estudo paramétrico, a convergência do modelo da tipologia F melhorou com o aumento da energia de fratura da matriz à tração e que, para a tipologia W, houve problemas de convergência apenas para as combinações com energia de fratura da matriz à tração igual a 50 N/mm . Estes problemas de convergência devem-se principalmente à consideração de folgas no modelo. Em todo o caso, estes problemas são mais relevantes quando existe dano no material em contacto, levando a que o algoritmo implícito do Abaqus não convirja. É importante referir que, antes da colocação das folgas, todos os modelos convergiram sem problemas significativos.

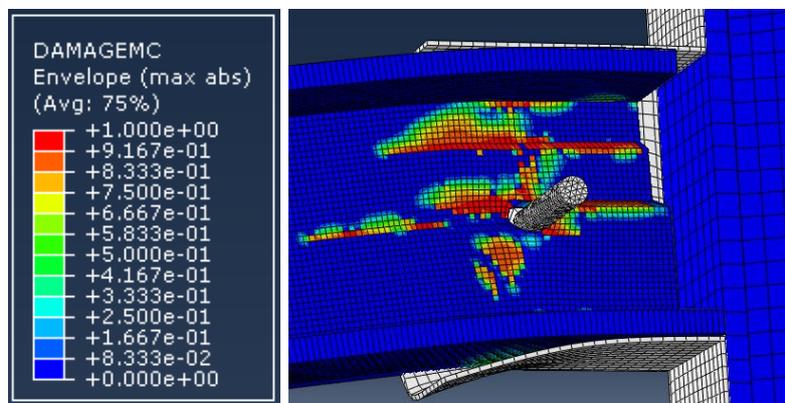


Figura 91: Danos da matriz à compressão na tipologia W com $G_{f,C}=50 \text{ N/mm}$ e $G_{m,T}=25 \text{ N/mm}$.

Numa segunda fase do estudo paramétrico, foi aumentada a energia de fratura da matriz à compressão para 100, 125 e 150 N/mm , mantendo-se as energias de fratura da fibra à compressão e da matriz à tração em 50 e 25 N/mm , respetivamente (valores que forneceram melhores resultados na primeira fase). Para estas combinações, foram obtidos os resultados apresentados na Figura 92 e na Figura 93.

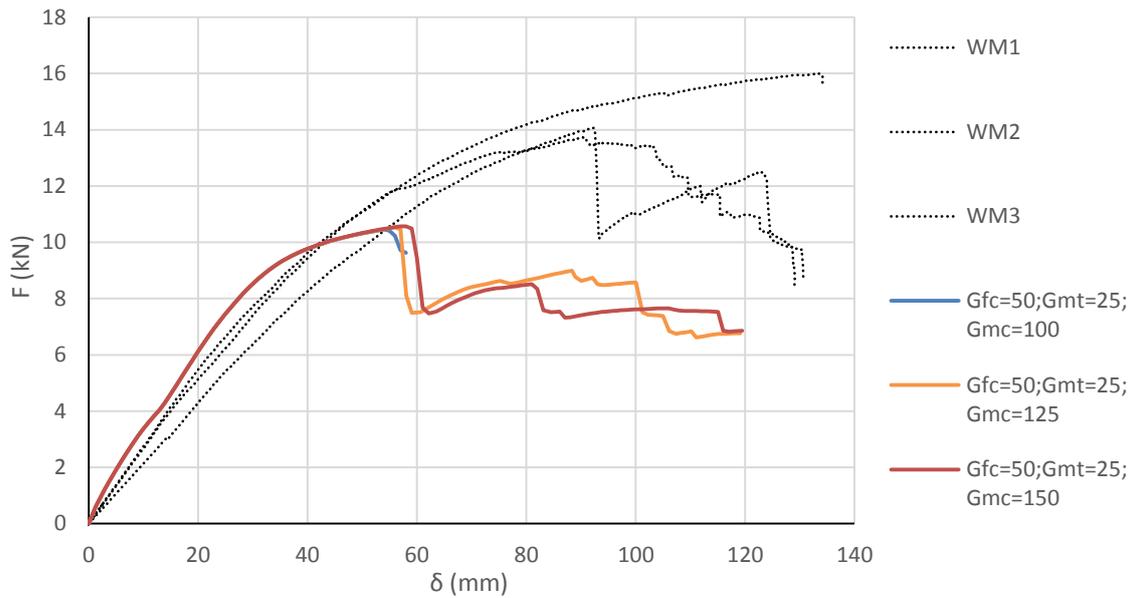


Figura 92: Curvas força-deslocamento vertical 2ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.

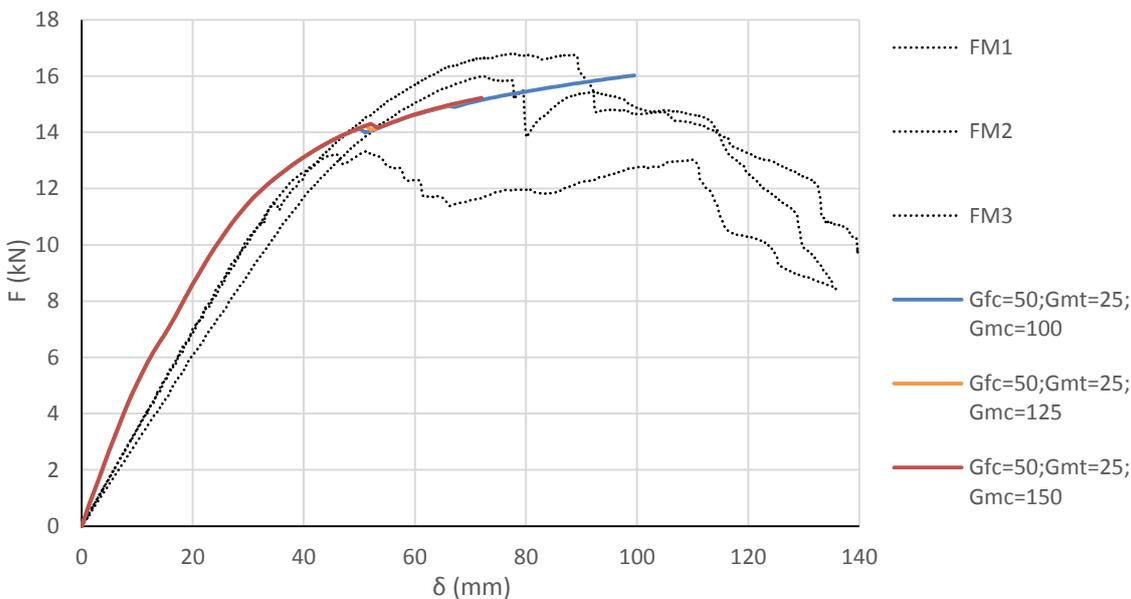


Figura 93: Curvas força-deslocamento vertical 2ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.

Ao analisar os resultados da segunda fase, verifica-se que continua a existir dano precoce da matriz na alma da viga na tipologia W, quer à tração, quer à compressão (Figura 94). Por essa razão, numa terceira fase, mantendo a energia de fratura da fibra à compressão ($G_{f,C} = 50 \text{ N/mm}$), foi aumentada a energia de fratura da matriz à tração, tendo sido considerados os seguintes valores: $G_{m,T} = 75 \text{ N/mm}$, $G_{m,T} = 100 \text{ N/mm}$ e $G_{m,T} = 150 \text{ N/mm}$, tendo neste último caso sido também aumentada a energia de fratura da matriz à compressão para $G_{m,C} = 200 \text{ N/mm}$. Também para a tipologia W ocorreram problemas de convergência na primeira combinação de energias de fratura. Para o caso da tipologia F, voltaram a surgir problemas de convergência; no entanto, o comportamento desta tipologia de ligação

manteve-se. Na terceira e última fase, foram obtidas as curvas força-deslocamento vertical ilustradas na Figura 95 e na Figura 96.

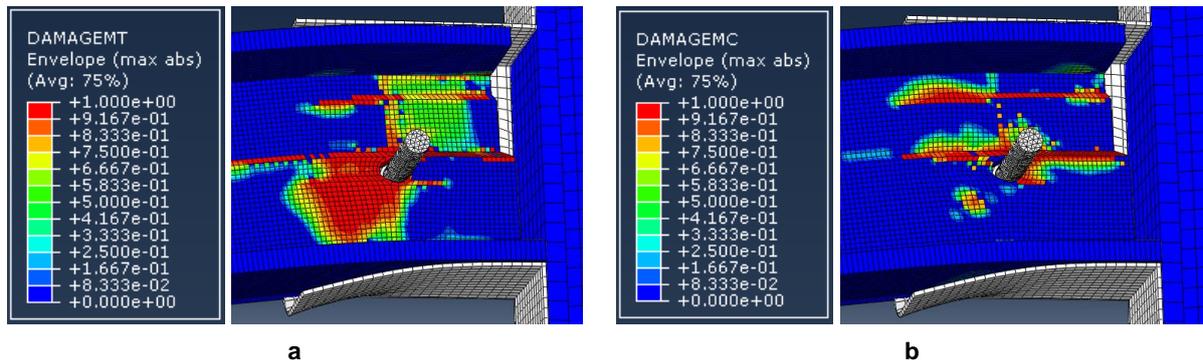


Figura 94: Danos na tipologia W com $G_{f,C}=50 \text{ N/mm}$, $G_{m,T}=25 \text{ N/mm}$ e $G_{m,C}=150 \text{ N/mm}$. a – DAMAGEMT e b – DAMAGEMC.

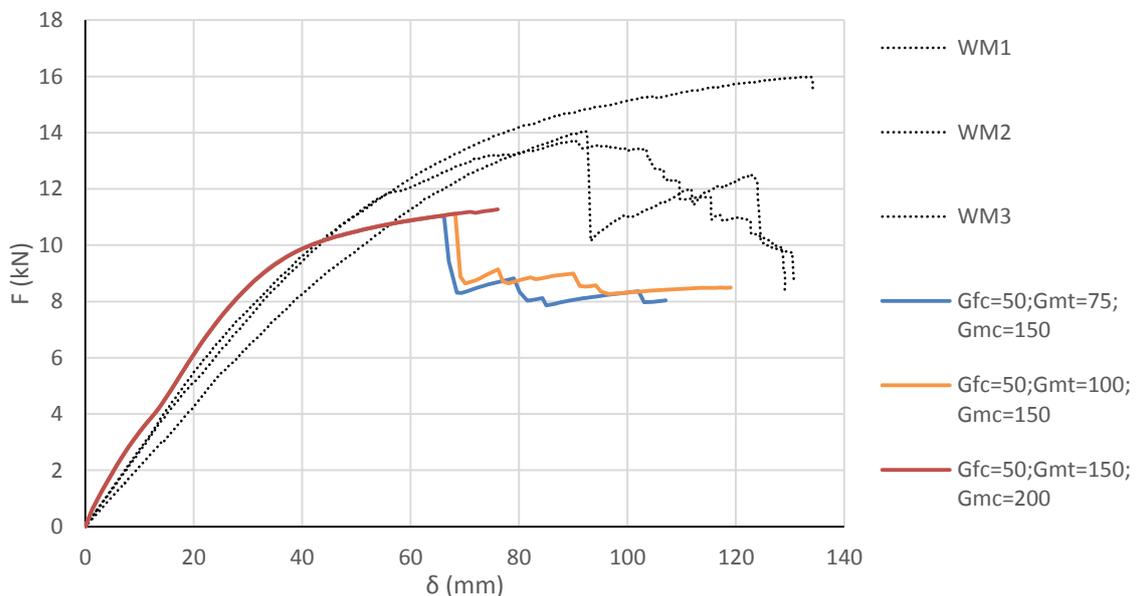


Figura 95: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 3ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia W.

Na terceira fase, ocorreram melhorias nos resultados numéricos, no que se refere à curva força-deslocamento vertical da tipologia W, tendo a última combinação de energias de fratura apresentado problemas de convergência (Figura 95). Para a tipologia F (Figura 96), também ocorreram problemas de convergência, mantendo-se o comportamento da curva. De facto, como se pode observar nas curvas de todas as fases, as diferentes combinações de energias de fratura tiveram pouca influência no andamento dessas mesmas curvas, tendo estas mais influência na convergência dos modelos. Isto deve-se ao facto do comportamento desta tipologia ter sido essencialmente governado pela plastificação do capacete, tendo apenas ocorrido rotura no material GFRP para energias de fratura da matriz à tração muito reduzidas (5 N/mm). Sendo o comportamento desta tipologia essencialmente influenciado pela plastificação do capacete e uma vez que não foi considerada nos modelos a possibilidade de ocorrer rotura no aço, o comportamento desta tipologia assemelhou-se em andamento a um comportamento elasto-plástico.

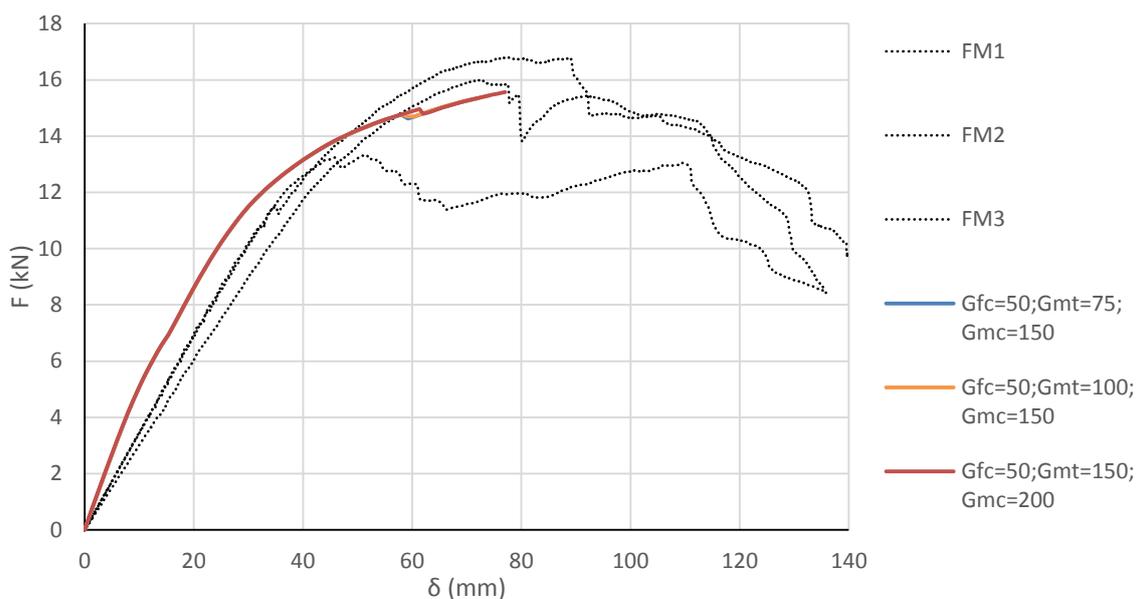


Figura 96: Curvas força-deslocamento vertical obtidas na 3ª fase do estudo paramétrico de energias de fratura para a tipologia F.

Já para a tipologia W, o comportamento foi muito influenciado pelas combinações de energias de fratura. Para todas as energias de fratura testadas, a combinação $[G_{f,T}; G_{f,C}; G_{m,T}; G_{m,C}]$ que forneceu um comportamento mais próximo do experimental foi $[5 \text{ N/mm}; 50 \text{ N/mm}; 100 \text{ N/mm}; 150 \text{ N/mm}]$. Por uma questão de coerência, esta combinação de energias de fratura foi utilizada também para a tipologia F. Apesar de, para esta tipologia, a combinação ter apresentado problemas de convergência, o modelo chegou a alcançar o valor do deslocamento médio de rotura dos ensaios experimentais, permitindo assim que fossem analisados os danos para tais deslocamentos. Adicionalmente, seria expectável que, à semelhança do que aconteceu para outras energias de fratura, o modelo evoluísse aumentando a plastificação do capacete sem aumentar significativamente os danos no GFRP, tendo assim tendência a estabilizar a força resistente da ligação.

Em síntese, com base no estudo paramétrico, foi considerada a combinação de energias de fratura apresentada na Tabela 19. É de referir que as energias de fratura testadas para a fibra se encontram dentro dos valores sugeridos por outros autores para materiais semelhantes. Já as energias de fratura da matriz foram muito elevadas, devido à ocorrência (nos modelos) de rotura precoce na alma para energias mais reduzidas (secção 2.3.2., Tabela 5). Na secção seguinte apresenta-se e discute-se os resultados obtidos com a consideração destes parâmetros.

Tabela 19: Combinação de energias de fratura utilizadas.

$G_{f,T}$ (N/mm)	$G_{f,C}$ (N/mm)	$G_{m,T}$ (N/mm)	$G_{m,C}$ (N/mm)
5	50	100	150

4.5. Resultados e discussão

Apresenta-se de seguida a análise dos modelos de ambas as tipologias, para a combinação de energias de fratura escolhida, sendo efetuada a comparação com os resultados experimentais. Para cada tipologia, são apresentadas as curvas força-deslocamento vertical e são comparados os danos no GFRP e a plastificação no aço. Para estas comparações, são apresentadas figuras dos índices DAMAGESHR e PEEQ dos modelos nos três pontos notáveis marcados nas curvas força-deslocamento vertical. Por fim, são comparados os valores de rigidez e resistência da ligação.

4.5.1. Tipologia W

Na Figura 97, é apresentada a curva força-deslocamento vertical obtida para a tipologia W. Esta caracteriza-se por ter um tramo inicial linear com rigidez significativamente mais elevada do que a observada nos ensaios experimentais (87%), pelas razões já explicadas. Depois da ocorrência de dano junto do furo da alma, os banzos superiores, da viga e do capacete, entram em contacto, reestabelecendo-se um novo regime linear com menor rigidez. Para deslocamentos de ~25 mm, a ligação entra em “cedência”, ocorrendo deformações plásticas no aço e propagação do dano no GFRP, até à rotura (Figura 98-b e c, e, Figura 99-b e c). Para um deslocamento de ~68 mm, verifica-se a resistência máxima da ligação, ocorrendo uma redução brusca na força, causada pelo aparecimento de uma fenda longitudinal na alma do perfil (Figura 98-c). A propagação do dano dá-se com a ocorrência de mais danos na alma da viga, sem que haja aumento da plastificação do capacete (Figura 98-d e Figura 99-d).

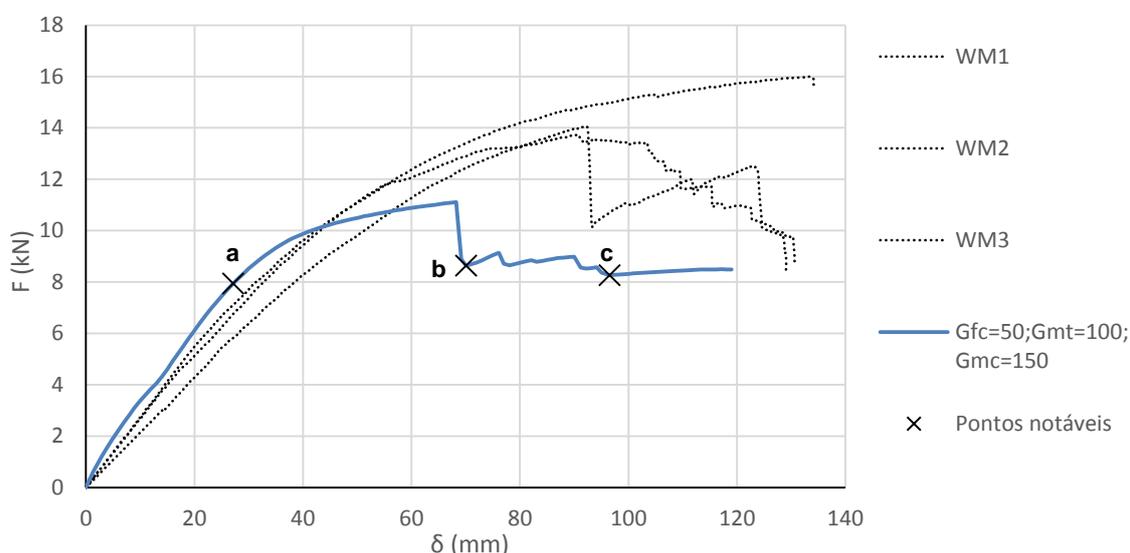


Figura 97: Curvas força-deslocamento vertical numérica e experimental da tipologia W. Pontos assinalados de acordo com a Figura 98 e a Figura 99.

Nos ensaios experimentais, os principais danos no GFRP também ocorrem na forma da abertura de fendas longitudinais na alma do perfil, podendo estas ser na ligação banzo-alma da viga ou na zona dos furos (secção 3.4.4.1., Figura 52-c, d, e e f; Figura 53-c e d; e Figura 54-b e c). No provete WM1, chegou a ocorrer uma fenda que se propagou desde a ligação banzo-alma da viga até ao alinhamento

do furo na alma da mesma (secção 3.4.4.1., Figura 52-e). O modelo numérico apresentou razoável correlação com estes danos (Figura 98-d), apesar de nos modelos não ter sido previsto o modo de rotura por arrancamento por corte no furo da alma.

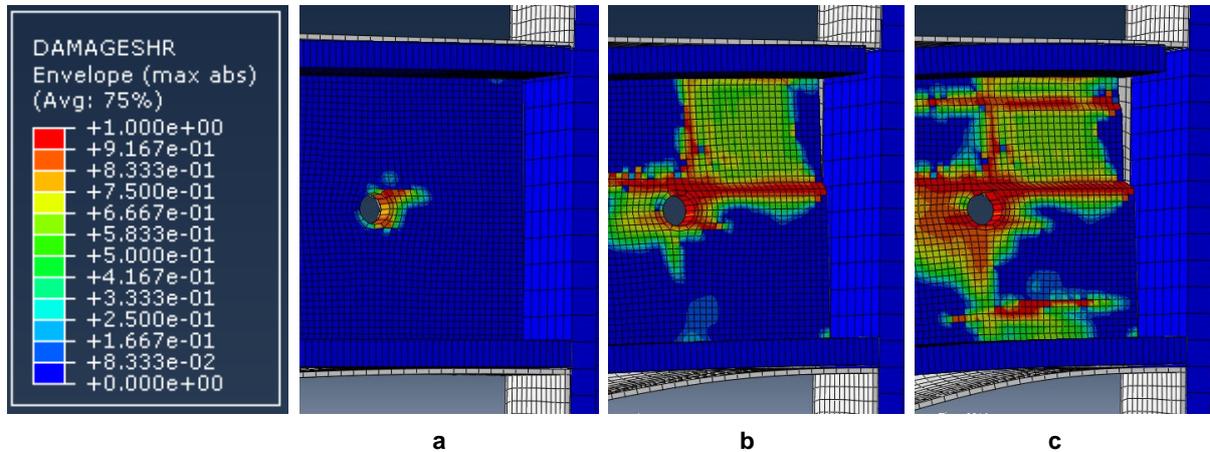


Figura 98: Índice DAMAGESHR para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia W. a – ($\delta=27,1$ mm; F=7,9 kN); b – ($\delta=70,1$ mm; F=8,6 kN) e c – ($\delta=96,5$ mm; F=8,3 kN).

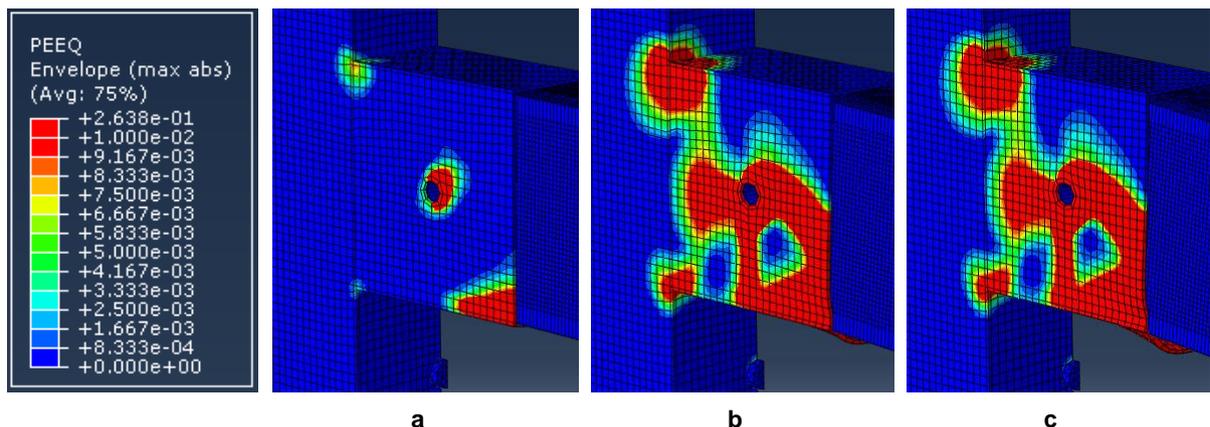


Figura 99: Índice PEEQ para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia W. a – ($\delta=27,1$ mm; F=7,9 kN); b – ($\delta=70,1$ mm; F=8,6 kN) e c – ($\delta=96,5$ mm; F=8,3 kN).

Quanto ao capacete, verificou-se que a zona de maior plastificação ocorreu na alma junto do banzo inferior, na zona mais afastada da coluna (secção 3.4.4.1., Figura 52-a; e Figura 53-a). Também nos modelos numéricos foi esta a zona que apresentou maior plastificação do capacete (Figura 99-d).

4.5.2. Tipologia F

Na Figura 100, é apresentada a curva força-deslocamento vertical obtida para a tipologia F. Esta caracteriza-se por apresentar inicialmente um tramo linear com rigidez significativamente mais elevada que a observada nos ensaios experimentais (69%), pelas razões descritas acima. Devido à folga artificial numérica, depois da ocorrência de dano junto dos furos no banzo superior da viga, os banzos superiores, da viga e do capacete, entram em contacto, reestabelecendo-se um novo regime linear com menor rigidez (tal como na tipologia W). Para deslocamentos de ~30 mm, a ligação entra em “cedência”, ocorrendo propagação do dano no GFRP e plastificação do capacete (Figura 101-b e c, e, Figura 102-

b e c). Para um deslocamento de ~60 mm, dá-se uma ligeira redução de força devida ao aparecimento de dano na coluna (Figura 101-c). A partir deste deslocamento, a propagação do dano desenvolve-se na coluna e, sobretudo, pelo aumento da plastificação do capacete (Figura 101-d e Figura 102-d).

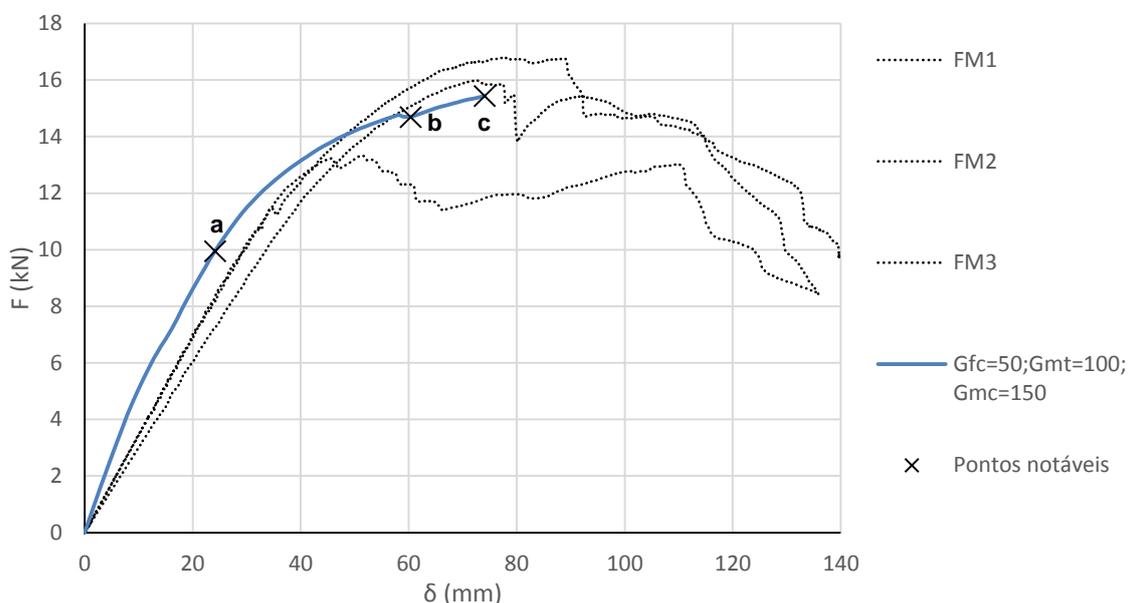


Figura 100: Curvas força-deslocamento vertical numérica e experimental da tipologia F. Pontos assinalados de acordo com a Figura 101 e a Figura 102.

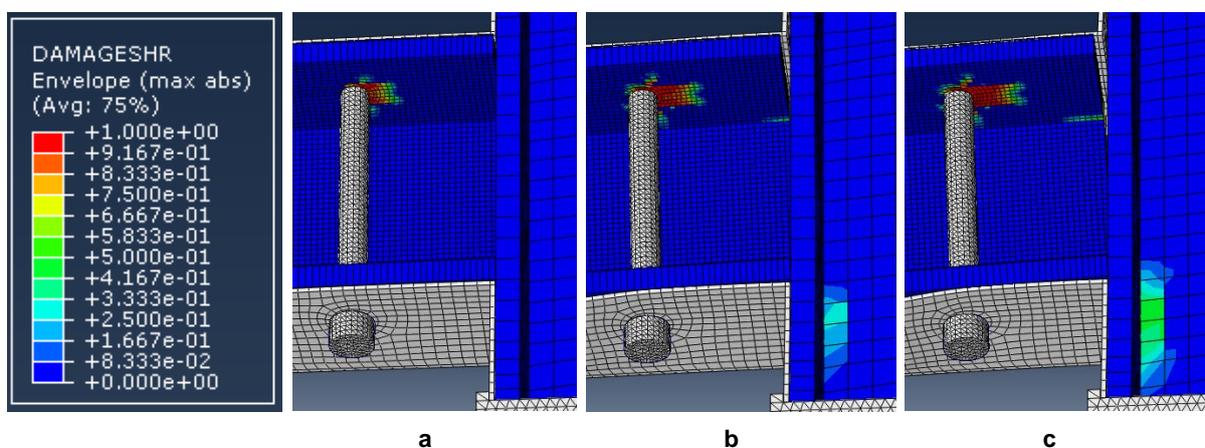


Figura 101: Índice DAMAGESHR para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia F. a – ($\delta=24,1$ mm; $F=10,0$ kN); b – ($\delta=60,3$ mm; $F=14,7$ kN) e c – ($\delta=74,1$ mm; $F=15,4$ kN).

Nos ensaios experimentais, constatou-se que, tipicamente, ocorrem os seguintes danos no material GFRP: esmagamento e, por vezes, arrancamento por corte a partir dos furos do banzo superior da viga; abertura de fendas na coluna; e esmagamento no banzo inferior da viga (secção 3.4.4.2., Figura 56-b, c e d; Figura 57-b e c; e Figura 58-b, c e d). Também nos modelos numéricos se verificou esmagamento a partir dos furos do banzo superior e dano na coluna (Figura 101-d). No entanto, nos modelos numéricos, o esmagamento a partir do furo não evoluiu para arrancamento.

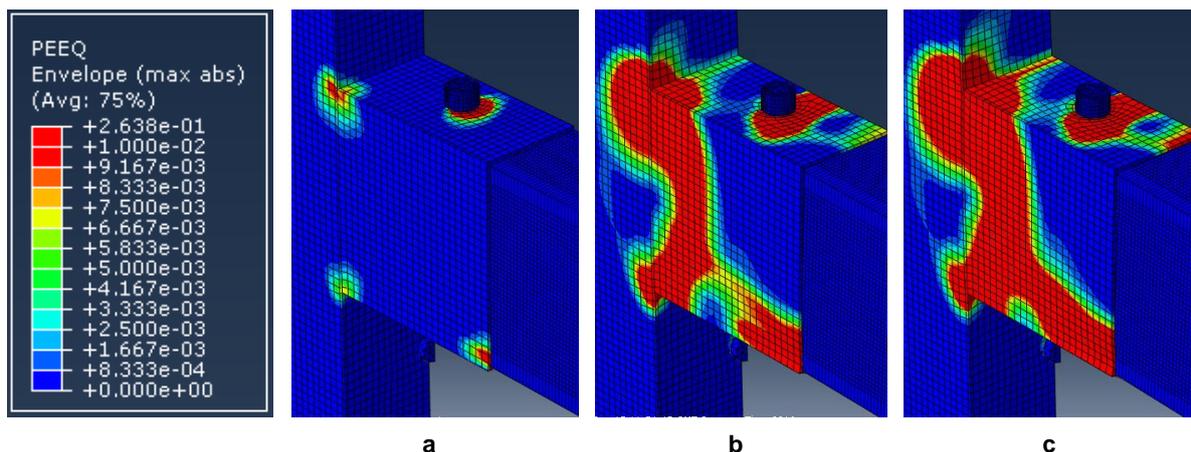


Figura 102: Índice PEEQ para os deslocamentos dos pontos notáveis da curva da tipologia F. a – ($\delta=24,1$ mm; $F=10,0$ kN); b – ($\delta=60,3$ mm; $F=14,7$ kN) e c – ($\delta=74,1$ mm; $F=15,4$ kN).

Nos ensaios experimentais, verificou-se ter ocorrido considerável plastificação do aço do capacete, chegando a observar-se, para todos os provetes, rotura do capacete na zona de ligação entre as almas da viga e da coluna (secção 3.4.4.2., Figura 56-a; Figura 57-a; e Figura 58-a). Também nos modelos esta foi a zona de maior plastificação do capacete (Figura 102-d), não havendo possibilidade de rotura do aço (pelas razões explicadas). O facto de não ter ocorrido rotura, fez com que, para esta tipologia, não tenha sido atingido um valor de resistência máxima, uma vez que o modelo deixou de convergir no último ponto notável do gráfico da Figura 100.

4.5.3. Comparação das propriedades mecânicas das ligações

Como referido, em ambas as tipologias verificaram-se dois regimes lineares distintos nas curvas força-deslocamento vertical. Tal (nomeadamente, o segundo regime) deveu-se ao estabelecimento de contacto entre os banzos superiores da viga e do capacete, devido à folga inserida no modelo. Assim, para ambas as tipologias de ligação, foram determinados os valores de rigidez do primeiro regime linear ($K_{\delta,1}$) e também do segundo regime linear ($K_{\delta,2}$). No que se refere à resistência, no modelo numérico da tipologia F, não foi atingido um máximo da força. Por comparação com a análise experimental, tal seria expectável, uma vez que a rotura desta tipologia se deu por rotura no aço e, nos modelos, este material foi modelado como elasto-plástico sem dano. Deste modo, optou-se por determinar a resistência fornecida pelo modelo, através da força (deslocamento) para a qual o modelo deixou de convergir. Esta escolha prendeu-se com o facto do modelo já se encontrar numa fase em que a força máxima apresentava tendência a estabilizar. Todos os valores numéricos e experimentais obtidos são resumidos e comparados na Tabela 20, onde Δ é a diferença relativa.

Tabela 20: Comparação entre valores de rigidez e resistência, experimental vs modelos.

Tipologia	Experimental				Numérico			
	K_{δ} kN/m	F_u kN	$K_{\delta,1}$ kN/m	Δ %	$K_{\delta,2}$ kN/m	Δ %	F_u kN	Δ %
W	252,0 ± 13,6%	14,6 ± 8,4%	471,2	+87,0	297,5	+18,1	11,1	-23,9
F	330,8 ± 7,8%	15,4 ± 11,8%	558,9	+69,0	335,6	+1,5	15,4	+0,4

Para os modelos numéricos de ambas as tipologias, foram obtidos valores de rigidez inicial nos modelos superiores aos experimentais, cuja justificação foi descrita na secção 4.4.1., nomeadamente no que se refere à tipologia F em que as roscas dos parafusos terão causado esmagamento local do material GFRP em torno do furo, não tendo tal sido considerado nos modelos. Para ambas as tipologias, após se ter estabelecido o contacto entre os banzos superiores (segundo regime linear), o valor de rigidez foi próximo do obtido experimentalmente.

Em termos de resistência, para a tipologia W, o valor obtido pelo modelo foi consideravelmente inferior ao experimental. Isto deveu-se aos danos na alma da viga, que reduziram muito a capacidade de transferência de momento da ligação, fazendo com que esta entrasse em “cedência” e apresentasse rotura precocemente. Este fenómeno foi possivelmente causado pelo funcionamento dos elementos *Continuum Shell*, que eventualmente poderia não ter ocorrido caso se tivessem utilizado elementos 3D sólidos, com dano ortotrópico (ainda não disponíveis na biblioteca do Abaqus). Para a tipologia F, pelas razões explicadas, não foi atingido um valor de resistência última no modelo. No entanto, o valor da força para o deslocamento em que o modelo deixou de convergir foi muito próximo do obtido experimentalmente.

4.6. Considerações finais

Com o estudo numérico realizado, foi possível simular o comportamento monotónico de ambas as tipologias de ligação, apesar de se terem verificado algumas limitações nos modelos desenvolvidos. Nestes modelos, foi considerada a ortotropia do material GFRP, assim como a ocorrência de dano e a progressão do mesmo; para tal, foi utilizado o critério de rotura de Hashin e um modelo de degradação do material, que tem em conta as energias de fratura. Quanto ao aço, este foi modelado como sendo elasto-plástico, embora não se tenha considerado a ocorrência de dano (amolecimento) no mesmo.

Do estudo paramétrico referente às energias de fratura, concluiu-se que, para a tipologia de ligação F, estas energias têm pouca influência no comportamento do modelo, uma vez que a “cedência” ocorre essencialmente por plastificação do capacete. Quanto à tipologia W, constatou-se que o comportamento é muito influenciado pelas energias de fratura da matriz. Em ambas as tipologias ocorreram problemas de convergência para algumas das combinações de energias de fratura. Finalmente, escolheu-se uma combinação de energias de fratura que apresentou melhores resultados para a tipologia W (e que também garantiu previsões adequadas para a tipologia F).

Para esta combinação de energias de fratura, pôde concluir-se que os modelos previram com razoável precisão o comportamento monotónico das ligações. A rigidez inicial dos modelos foi bastante superior à experimental e tal foi associado à possível danificação do material GFRP em redor dos furos dos parafusos. Verificou-se que, apenas depois de se estabelecer o contacto dos banzos superiores da viga e do capacete (que só ocorreu após o desenvolvimento de dano junto dos furos), é que a rigidez foi razoavelmente bem prevista pelos modelos. Já quanto à resistência última das ligações, para a tipologia F, no final da simulação, a força estava a tender para um valor constante, muito próximo do

experimental; no entanto, não foi atingido um pico da força, nem foi possível analisar o comportamento pós-rotura, pelo facto de não ter sido modelado o amolecimento do aço e pelo modelo ter apresentado problemas de convergência para a combinação de energias de fratura escolhida. Para a tipologia W, o modelo teve tendência a apresentar danos precoces na alma da viga, mesmo para valores bastante elevados da energia de fratura da matriz; conseqüentemente, as previsões da resistência desta ligação subestimaram consideravelmente os valores experimentais. Para ambas as tipologias, observou-se uma correlação significativa entre os danos previstos pelo modelo, no material GFRP e no aço do capacete (plastificação), e os observados experimentalmente.

5. Conclusões e desenvolvimentos futuros

5.1. Conclusões

Na presente dissertação foi desenvolvido um sistema inovador de ligação viga-coluna para perfis pultrudidos de GFRP que mostrou apresentar grandes vantagens em relação aos sistemas já existentes. De facto, considera-se que o sistema desenvolvido apresenta uma excelente combinação entre desempenho estrutural, facilidade de montagem, facilidade de fabricação e capacidade de compatibilização com outros elementos construtivos.

Na campanha experimental foi possível caracterizar o aço do capacete, assim como o comportamento da ligação a ações monotónicas e cíclicas. Com os modelos numéricos procurou-se simular o comportamento monotónico das ligações, concluindo-se que, apesar de se ter alcançado uma correlação razoável com os resultados experimentais, ainda existe muita incerteza neste âmbito, sobretudo no que se refere à definição das energias de fratura do material GFRP.

Nos ensaios de caracterização do aço que constitui o capacete, obtiveram-se resultados de acordo com o esperado, tendo-se confirmado a elevada ductilidade do aço e, assim, que o mesmo é apropriado para o sistema de ligação. Com os ensaios das ligações viga-coluna foi possível avaliar o comportamento de duas tipologias de ligação, tendo-se obtido as seguintes conclusões:

- Em termos de comportamento em serviço a ações monotónicas, a tipologia F obteve valores de rigidez e força de “cedência” superiores aos da tipologia W, sendo as resistências últimas e ductilidade semelhantes para as duas tipologias;
- No que toca ao comportamento a ações cíclicas, a tipologia F também revelou um melhor desempenho, apresentado maiores valores de energia absorvida;
- Em termos de modos de rotura/dano, quer para o carregamento monotónico, quer para o carregamento cíclico, ambas as tipologias apresentaram danos significativos nos perfis de GFRP (sobretudo na viga) e a tipologia F apresentou, em geral, maior plastificação e maiores danos no capacete;
- Já em termos construtivos, foi possível verificar que ambas as tipologias são de montagem bastante fácil. Apesar de a ligação ser feita pelo exterior dos perfis, devido à chapa utilizada ser bastante fina (2 mm), constata-se que a única limitação na compatibilização com outros elementos construtivos são as porcas do aparafusamento. Neste aspeto, a tipologia W revela-se mais vantajosa do que a tipologia F, apesar de se considerar que estas dificuldades podem ser ultrapassadas com alguma facilidade.

Comparando com as ligações do tipo *sleeve* anteriormente estudadas por Proença [32], em termos de comportamento monotónico, é possível concluir que com este sistema inovador foram alcançadas significativas melhorias, sendo estas resumidas na Tabela 21, em que Δ é a diferença relativa entre os valores médios da tipologia F da presente dissertação (que apresentou valores superiores) em comparação com os valores mais elevados obtidos por aquele autor, de entre as quatro tipologias por ele testadas. É de referir que as forças de “cedência” e última podem ser comparadas porque em ambos

os estudos a aplicação da carga foi feita á mesma distância da ligação e com colunas e vigas com as mesmas dimensões.

Tabela 21: Comparação do desempenho a ações monotónicas da tipologia F vs. ligações *sleeve* de Proença [32].

Ligação	K_{ϕ} (kN.m/rad)	F_y (kN)	F_u (kN)
<i>Sleeve</i> de Proença [32]	106,0	4,70	8,73
Capacete (F)	138,9	8,67	15,37
Δ	+31,0 %	+84,5 %	+76,1 %

No que se refere à modelação numérica dos ensaios monotónicos, não obstante a boa concordância geral entre os resultados numéricos e os experimentais, foram identificadas algumas dificuldades. Verificou-se que, idealmente, a simulação deste tipo de problemas estruturais deve ser efetuada recorrendo não só a critérios de iniciação de dano nos materiais, em particular no GFRP, mas também a modelos de propagação de dano. Só desta forma é possível avaliar o comportamento da ligação, já que recorrendo apenas a critérios de iniciação de dano não se consegue avaliar a influência real dos danos no comportamento global da ligação.

O estudo de ligações viga-coluna através de modelos de elementos finitos recorrendo a modelos de degradação contínua são ainda bastante escassos, tendo-se procurado implementar os mesmos na presente dissertação. Ainda assim, verificou-se que a maior dificuldade ainda reside na determinação das energias de fratura do material GFRP. Nesse sentido, foi realizado um estudo paramétrico com o objetivo de determinar as mesmas, tendo sido alcançada uma combinação que apresentou resultados satisfatórios.

Devido à complexidade da geometria desta ligação, verificou-se alguma dificuldade na simulação da rigidez da mesma. No entanto, simulando a folga do capacete e depois de o contacto se estabelecer, foram obtidos valores de rigidez bastante próximo dos obtidos experimentalmente. Adicionalmente, foi identificada na calibração dos modelos que a razão pela qual a rigidez inicial foi tão superior à obtida experimentalmente se prendeu com a degradação do material junto do furo, provavelmente devido ao esmagamento do material GFRP pelas roscas dos parafusos; contudo, não foi possível determinar a extensão desta degradação nem quantificá-la.

Quanto à resistência prevista pelos modelos, esta foi bem prevista para a tipologia F, uma vez que o modelo numérico desta ligação tendeu para um comportamento elasto-plástico, em que a resistência teve propensão para estabilizar para valores semelhantes aos experimentais. Este comportamento deveu-se ao comportamento ter sido governado essencialmente pela plastificação do aço do capacete, tendo o dano no GFRP revelado fraca influência nas respostas estruturais. Uma vez que o aço não foi modelado com amolecimento, não foi possível alcançar uma resistência última para esta tipologia, já que a rotura se deu pelo aço. No que se refere à tipologia W, o modelo numérico teve tendência a apresentar rotura precoce na alma da viga de GFRP, subestimando consideravelmente a sua resistência. Considera-se que tal se deveu ao facto de as energias de fratura utilizadas poderem não

ser as mais corretas e, eventualmente, ao facto de terem sido utilizados elementos finitos *Continuum Shell*, que apresentam apenas um elemento na espessura. Ainda assim, considera-se que os modos de rotura/dano no GFRP foram bem previstos pelos modelos para ambas as tipologias de ligação.

5.2. Perspetivas de desenvolvimentos futuros

À semelhança da presente dissertação, na maioria dos estudos realizados sobre ligações viga-coluna aparafusadas, são consideradas apenas ligações simples com apenas uma viga. Considera-se, por isso, que devem ser estudadas ligações com duas, três ou até mesmo quatro vigas ligadas à mesma coluna. Deverá também ser estudado o comportamento geral de pórticos, sobretudo para avaliar o comportamento destas ligações face a ações sísmicas, assim como para determinar o amortecimento viscoso de estruturas porticadas de GFRP.

Analisando o sistema inovador estudado na presente dissertação, verificou-se que este ainda pode ser melhorado. Considerando que houve frequentemente roturas nas soldaduras ou junto das mesmas, seria positivo melhorar a qualidade destas e/ou alterar a sua configuração. Em alternativa, também poderia ser considerado o uso de outro método de fabrico do capacete (por exemplo, por moldagem), sendo relevante que tal método fosse consideravelmente menos oneroso. Sugere-se também que seja realizado um estudo paramétrico do atual sistema. Este poderá ser otimizado, estudando diferentes comprimentos e espessuras de chapa, assim como diferentes configurações de aparafusamento.

Quanto à modelação numérica destas ligações com recurso a modelos de degradação contínua do material compósito, verifica-se que a maior dificuldade reside ainda na inexistência de valores de energias de fratura destes materiais. A obtenção experimental de valores para estas energias revela-se essencial para o desenvolvimento deste tipo de modelos numéricos. Constata-se também que grande parte dos problemas na modelação numérica destas ligações pode residir no facto de o modelo de propagação de dano, por energias de fratura, apenas apresentar modo I de rotura, uma vez que a rotura por corte é extrapolada a partir das roturas à tração e compressão nas várias direções. Assim, os desenvolvimentos futuros poderão passar pela definição de relações constitutivas mais complexas. Finalmente, a implementação de modelos de dano 3D em compósitos poderá também trazer benefícios para estas análises numéricas.

Adicionalmente, na modelação numérica não foi simulada a rotura do aço. Propõe-se que em estudos futuros de ligações semelhantes à da presente dissertação este aspeto seja considerado. No entanto, a modelação de dano em materiais dúcteis apresenta problemas de convergência, podendo forçar ao uso de análises explícitas (*Explicit*).

Referências bibliográficas

- [1] L. C. Bank, *Composites for Construction*. Hoboken, New Jersey: John Wiley & Sons, Inc., 2006.
- [2] J. R. . Correia, “Compósitos de Matriz Polimérica”, in *Ciência e Engenharia de Materiais de Construção*, 1st ed., M. C. Gonçalves and F. Margarido, Eds. 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] L. C. Hollaway, “A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties”, *Constr. Build. Mater.*, vol. 24, no. 12, pp. 2419–2445, 2010.
- [5] Evergrip, “Pultruded sections & structures: GRP fibreglass pultruded sections”. [Online]. Available: <http://www.evergrip.com/products/composite-products/pultruded-sections-and-Structures/section-types/>. [Accessed: 18-Aug-2016].
- [6] T. Keller, “Recent all-composite and hybrid fibre-reinforced polymer bridges and buildings”, *Prog. Struct. Eng. Mater.*, vol. 3, no. 2, pp. 132–140, 2001.
- [7] Composites & Architecture, “The Aberfeldy FootBridge”, 2013. [Online]. Available: <http://compositesandarchitecture.com/?p=2398>. [Accessed: 26-Aug-2016].
- [8] Flickrriver, “Bondsmill”. [Online]. Available: <http://www.flickrriver.com/photos/tags/bondsmill/interesting/>. [Accessed: 26-Aug-2016].
- [9] EPFL, “Composite Construction Laboratory CCLab”. [Online]. Available: <http://cclab.epfl.ch/page-13730-en.html>. [Accessed: 26-Aug-2016].
- [10] A. S. Mosallam, A. Bayraktar, M. Elmikawi, S. Pul, and S. Adanur, “Polymer Composites in Construction: An Overview”, *Materials Science & Engineering*, 2014. [Online]. Available: <http://www.symbiosisonlinepublishing.com/materialsscience-engineering/materialsscience-engineering07.php>. [Accessed: 26-Aug-2016].
- [11] STEP, “Galeria”. [Online]. Available: <http://step.pt/galeria.aspx>. [Accessed: 24-Aug-2016].
- [12] Universidade do Minho, “Pontalumis”, 2013. [Online]. Available: <https://www.eng.uminho.pt/pt/investigareinnovar/projetoscomempresas/Paginas/projetopontalumis.aspx>. [Accessed: 24-Aug-2016].
- [13] J. T. Mottram and 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.
- [14] Y. Xiao and 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.
- [15] Y. Xiao and T. Ishikawa, “Bearing strength and failure behavior of bolted composite joints. Part II: Experimental investigation”, *Compos. Sci. Technol.*, vol. 65, no. 7–8, pp. 1032–1043, 2005.

- [16] F. Ascione, L. Feo, and 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, 2009.
- [17] J. T. Mottram, "Design guidance for bolted connections in structures of pultruded shapes: gaps in knowledge", *Seventeenth Int. Conf. Compos. Mater.*, 2009.
- [18] J. L. Clarke, *Structural Design of Polymer Composites - EUROCOMP Design Code and Handbook*. London, UK: E & FN Spon, 1996.
- [19] J. T. Mottram and 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, 1997.
- [20] L. C. Bank, A. S. Mosallam, and H. E. Gonsior, "Beam-to-column connections for pultruded FRP structures" in *Serviceability and Durability of Construction Materials*, 1990, pp. 804–813.
- [21] 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.
- [22] 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.
- [23] S. J. Smith, I. D. Parsons, and 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.
- [24] L. C. Bank, J. Yin, L. Moore, D. J. Evans, and R. W. Allison, "Structures, experimental and numerical evaluation of beam-to-column connections for pultruded", *J. Reinf. Plast. Compos.*, vol. 15, no. 10, pp. 1052–1067, 1996.
- [25] J. Qureshi and J. T. 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.
- [26] J. Qureshi and J. T. Mottram, "Behaviour of pultruded beam-to-column joints using steel web cleats", *Thin-Walled Struct.*, vol. 73, pp. 48–56, 2013.
- [27] J. Qureshi and J. T. Mottram, "Response of beam-to-column web cleated joints for FRP pultruded members", *Journal Compos. Constr.*, vol. 18, no. 2, pp. 1–11, 2014.
- [28] A. M. Girão Coelho and 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.
- [29] J. E. Carrion, J. M. LaFave, and 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.
- [30] S. K. Singamsethi, J. M. LaFave, and K. D. Hjelmstad, "Fabrication and testing of cuff connections for GFRP box sections", *Compos. Constr.*, vol. 9, no. 6, pp. 536–544, 2005.

- [31] J. E. Carrion, K. D. Hjelmstad, and J. M. LaFave, "Finite element study of composite cuff connections for pultruded box sections", *Compos. Struct.*, vol. 70, no. 2, pp. 153–169, 2005.
- [32] M. Proença, "Comportamento de ligações aparafusadas entre perfis de compósito GFRP", *Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico*, 2015.
- [33] D. Martins, M. Proença, J. R. Correia, J. Gonilha, M. Arruda, and N. Silvestre, "Development of a novel beam-to-column connection system for pultruded GFRP tubular profiles", (artigo ainda não submetido), 2016.
- [34] C. Wu, Z. Zhang, and Y. Bai, "Connections of tubular GFRP wall studs to steel beams for building construction", *Compos. Part B Eng.*, no. 95, pp. 64–75, 2016.
- [35] Z. Hashin, "Failure criteria for unidirectional fibre composites", *ASME J. Appl. Mech.*, vol. 47, no. 2, pp. 329–334, 1980.
- [36] E. J. Barbero, F. A. Cosso, R. Roman, and 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.
- [37] I. Lapczyk and J. A. Hurtado, "Progressive damage modeling in fiber-reinforced materials," *Compos. Part A Appl. Sci. Manuf.*, vol. 38, no. 11, pp. 2333–2341, 2007.
- [38] C. Hühne, A. K. Zerbst, G. Kuhlmann, C. Steenbock, and 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.
- [39] F. Nunes, N. Silvestre, and J. R. Correia, "Structural behaviour of hybrid FRP pultruded columns. Part 2: Numerical study", *Compos. Struct.*, vol. 139, pp. 304–319, 2016.
- [40] A. M. Girão Coelho, J. Toby Mottram, and K. A. Harries, "Finite element guidelines for simulation of fibre-tension dominated failures in composite materials validated by case studies", *Compos. Struct.*, vol. 126, pp. 299–313, 2015.
- [41] P. Maimí, P. P. Camanho, J. A. Mayugo, and C. G. Dávila, "A continuum damage model for composite laminates: Part II – Computational implementation and validation", *Mech. Mater.*, vol. 39, no. 10, pp. 909–919, 2007.
- [42] S. T. Pinho, P. Robinson, and L. Iannucci, "Fracture toughness of the tensile and compressive fibre failure modes in laminated composites", *Compos. Sci. Technol.*, vol. 66, no. 13, pp. 2069–2079, 2006.
- [43] N. K. Hassan, M. A. Mohamedien, and S. H. Rizkalla, "Finite element analysis of bolted connections for PFRP composites", *Compos. Part B Eng.*, vol. 27, no. 95, pp. 339–349, 1996.
- [44] A. M. Harte and 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.
- [45] C. Casalegno, A. Picariello, and S. Russo, "Analysis of all-GFRP beam-column bolted joints through progressive failure approach", *Compos. Struct.*, vol. 33, no. 2, pp. 81–87, 2012.

- [46] Z. Zhang, C. Wu, X. Nie, Y. Bai, and 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.
- [47] Strongwell Corporation, *Extren Design Guide*. Bristol, 2003.
- [48] Creative Pultrussions Inc, *Creative Pultrussions Design Guide*. Alum bank, PA.
- [49] Fiberline Composites, *Fiberline Design Manual*. 1995.
- [50] Italian National Research Council, *Guide for the Design and Construction of Fiber-Reinforced Concrete Structures*.p. 57, 2006.
- [51] American Composites Manufacturers Association (AMCA), *Pre-standard for Load & Resistance Factor Design (LRFD) of Pultruded Fiber Reinforced Polymer (FRP) Structures*. 2010.
- [52] R. M. Hizam, A. C. Manalo, and W. Karunasena, *A review of FRP composite truss systems and its connections*. Toowoomba, Australia, 2012.
- [53] European Committee for Standardization, *EN 10002-1 - Metallic materials - Tensile testing - Part 1: Method of test at ambient temperature*. Brussels: CEN, 2001.
- [54] ECCS, *Recommended Testing Procedure for Assessing the Behaviour of Structural Steel Elements under Cyclic Loads (no 45)*. Brussels: ECCS, 1986.
- [55] L. Stehn and A. Björnfort, "Comparison of different ductility measurements for a nailed steel-to-timber connection" in *Proceedings of the 7th World Conference on Timber Engineering*, 2002.
- [56] A. Jorissen and M. Fragiaco, "General notes on ductility in timber structures", *Eng. Struct.*, vol. 33, no. 11, pp. 2987–2997, 2011.
- [57] Simulia, *Abaqus 6.13 User's Manual*. 2013.
- [58] Z. Hashin and A. Rotem, "A fatigue criterion for fiber-reinforced materials", *J. Compos. Mater.*, vol. 7, pp. 448–464, 1973.
- [59] M. S. Niazi, H. H. Wisselink, and T. Meinders, "Viscoplastic regularization of local damage models: revisited", *Comput. Mech.*, vol. 51, no. 2, pp. 203–216, 2013.