



TÉCNICO
LISBOA

**Comportamento mecânico de materiais compósitos FRP a
temperatura elevada**

Inês Cruz Mina Rosa

Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em

Engenharia Civil

Orientadores: Professor Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Doutor João Pedro Lage da Costa Firmo

Júri

Presidente: Professor Doutor Augusto Martins Gomes

Orientador: Doutor João Pedro Lage da Costa Firmo

Vogal: Doutora Susana Bravo Cordeiro Baptista Cabral da Fonseca

Novembro 2016

Resumo

A utilização crescente de materiais compósitos de polímeros reforçados com fibras (FRP) em Engenharia Civil explica-se pelas inúmeras vantagens que estes apresentam em relação aos materiais tradicionais, nomeadamente o reduzido peso próprio, a elevada resistência e a durabilidade. Todavia, o conhecimento acerca do comportamento mecânico destes materiais carece ainda de desenvolvimento, em particular em condições de temperatura elevada e fogo. De facto, as propriedades mecânicas dos FRPs sofrem uma redução significativa a temperaturas moderadamente elevadas, em particular na aproximação à temperatura de transição vítrea (T_g), que, em geral, está compreendida entre 80 °C e 150 °C.

Na presente dissertação apresenta-se um estudo experimental e analítico sobre o comportamento a temperatura elevada de perfis pultrudidos de polímero reforçado com fibras de vidro (GFRP). O principal objectivo foi a caracterização do comportamento mecânico deste material a temperaturas próximas da sua T_g .

A campanha experimental consistiu em ensaios de corte e de compressão em provetes provenientes de perfis pultrudidos de GFRP (secções rectangular e em I) expostos a temperaturas entre 20 °C e 180 °C. Em cada série experimental foi avaliada a resposta mecânica em função da temperatura, nomeadamente em termos de curvas carga-deslocamento, rigidez, curvas tensão-deformação, resistência, módulo de elasticidade em compressão, módulo de distorção e modos de rotura.

Os resultados obtidos confirmaram que as propriedades mecânicas do material GFRP sofrem uma degradação considerável com o aumento da temperatura. Relativamente ao estudo analítico, as formulações empíricas utilizadas ofereceram estimativas fiáveis da variação da resistência e do módulo de distorção com a temperatura.

Palavras-chave: Perfis pultrudidos de GFRP, temperatura elevada, propriedades mecânicas, corte, compressão, modelos de degradação.

Abstract

The growing use of fibre-reinforced polymer (FRP) materials in civil engineering can be explained by the several advantages they present over traditional materials, namely their lightness, high strength and durability. However, the knowledge about the behaviour of these materials is still underdeveloped, in particular when subjected to elevated temperatures or fire. In fact, the properties of FRP materials experience a significant reduction at moderately elevated temperatures, in particular when approaching the glass transition temperature (T_g), which generally varies between 80 °C and 150 °C.

In the present dissertation, experimental and analytical studies about the behaviour of glass fibre reinforced polymer (GFRP) pultruded profiles at elevated temperatures are presented. The main objective was to characterize the mechanical behaviour of this material up to temperatures near the T_g .

The experimental campaign consisted of shear and compression tests, performed in specimens cut from pultruded GFRP profiles, with a rectangular cross-section and I cross-section, respectively, exposed from 20 °C to 180 °C. In each experimental series, the mechanical response of the material as a function of the temperature was assessed, namely in terms of load-displacement curves, stiffness, stress-strain curves, strength, elasticity modulus in compression, shear modulus and failure modes.

The results obtained confirmed that the mechanical properties of the material suffer a considerable reduction with elevated temperature. Regarding the analytical study, the empirical formulations used in the present study provided reliable estimates for the strength and shear modulus variations with temperature.

Keywords: GFRP pultruded profiles, elevated temperature, mechanical properties, shear, compression, degradation models.

Agradecimentos

Esta dissertação encerra uma trabalhosa mas incrível jornada de 5 anos e não poderia escrevê-la sem deixar um agradecimento sentido e sincero a todos aqueles que, directa ou indirectamente, contribuíram para a sua realização.

Em primeiro lugar, agradeço profundamente aos meus orientadores, os Professores João Ramôa Correia e João Pedro Firmo, e ao meu praticamente co-orientador, e futuro Doutor, Tiago Morgado. A todos, a vossa dedicação, visão, entusiasmo e sabedoria foram fontes de inspiração e motivação que me fizeram dar sempre o melhor de mim. São pessoas que admiro muito e das quais levo uma de muitas lições para a vida: que quando queremos algo, por muito difícil e sinuoso que o caminho para o atingir pareça, se nos esforçarmos e trabalharmos para isso, não há nada que não sejamos capazes de alcançar. Ao Tiago Morgado deixo um especial obrigado pela simpatia, pela partilha de experiências de vida, pelos conselhos para o futuro, pela enorme disponibilidade e por todas as horas, manhãs e tardes a ajudar-me no laboratório, desde o primeiro dia de ensaios até aos últimos dias antes da entrega da dissertação.

Agradeço a todos os técnicos do LERM que de alguma forma contribuíram para a realização da minha campanha experimental. Um agradecimento especial e sincero ao Fernando Alves, que sempre me ajudou quando precisei, ficando inúmeras vezes no laboratório até tarde só para que eu pudesse terminar os meus ensaios e que, acima de tudo, me deixará saudade pelas muitas gargalhadas e bons momentos passados.

A todos os meus amigos de Almada, em especial aos meus amigos de longa data e que têm um lugar especial no meu coração. À Catarina, ao Carlos e ao Duarte, que fizeram e fazem, todos os dias, mais por mim do que imaginam. Não existem palavras que poderão alguma vez agradecer toda a amizade, altruísmo, compreensão e apoio incondicional que me deram antes e durante todo o meu percurso universitário.

A todos os meus amigos do Técnico, a três dos quais tenho um agradecimento especial a fazer. À Madalena, por toda a amizade, partilha e apoio e uma generosidade que nunca serei capaz de retribuir totalmente. À Inês, por ser uma fonte inesgotável de alegria e bons conselhos e por me fazer acreditar que não há nada que eu não seja capaz de fazer. Ao Pedro, bem, por tudo e mais alguma coisa, mas, acima de tudo, por me ter aturado como mais ninguém durante este último ano, por me motivar a ser cada vez melhor e porque, sem ele, atravessar esta etapa não teria sido o mesmo.

Por fim, e o mais importante obrigado de todos, à minha família. Aos meus pais e aos meus irmãos especialmente, não poderei nunca retribuir tudo aquilo que fizeram por mim. Todo o amor e carinho, todos os sacrifícios, todo o incentivo e orgulho demonstrados, toda a paciência que tiveram nos meus momentos de frustração e toda a compreensão pelas minhas longas ausências. Saibam que esta tese é dedicada a vocês, porque sem vocês ela não teria existido e eu não seria a mulher, filha, irmã (e quase quase engenheira civil) que sou hoje.

Índice geral

Resumo	i
Abstract	iii
Agradecimentos	v
Índice geral.....	vii
Índice de figuras.....	ix
Índice de tabelas.....	xv
Simbologia e acrónimos.....	xvii
1. Introdução	1
1.1. Enquadramento geral do tema da dissertação	1
1.2. Objectivos e metodologia	2
1.3. Estrutura da dissertação	3
2. Estado da arte	5
2.1. Introdução.....	5
2.2. Caracterização geral dos materiais FRP	5
2.2.1. Materiais constituintes	5
2.2.2. Tipologias e áreas de aplicação de materiais FRP em engenharia civil	6
2.2.3. Perfis pultrudidos de GFRP	7
2.3. Degradação térmica de materiais FRP sujeitos a temperatura elevada.....	11
2.3.1. Mecanismos de degradação térmica de resinas poliméricas	12
2.3.2. Mecanismos de degradação térmica de fibras.....	13
2.4. Influência da temperatura elevada nas propriedades e comportamento mecânico de materiais FRP ..	15
2.4.1. Comportamento mecânico de fibras de vidro a temperatura elevada.....	15
2.4.2. Módulo de elasticidade em tracção	17
2.4.3. Resistência à tracção e compressão	20
2.4.4. Resistência ao corte e módulo de distorção	25
2.4.5. Análise comparativa do comportamento em tracção, compressão e corte	27
2.4.6. Modelos de degradação da resistência	28
2.5. Necessidades de investigação	31
3. Programa experimental.....	33
3.1. Introdução.....	33
3.2. Objectivos da campanha experimental	33
3.3. Materiais	33
3.4. Ensaio de corte a temperatura elevada	34
3.4.1. Objectivos e programa experimental	34
3.4.2. Características dos elementos ensaiados.....	34
3.4.3. Esquema de ensaio e instrumentação.....	35
3.4.4. Procedimento experimental	39
3.5. Ensaio de compressão a temperatura elevada	40

3.5.1.	Objectivos e programa experimental	40
3.5.2.	Características dos elementos ensaiados	41
3.5.3.	Esquema de ensaio e instrumentação	42
3.5.4.	Preparação dos provetes e procedimento experimental	43
3.6.	Considerações finais	45
4.	Resultados e discussão	47
4.1.	Introdução.....	47
4.2.	Ensaio de corte a temperatura elevada	47
4.2.1.	Curvas de aquecimento	47
4.2.2.	Curvas carga-deslocamento e rigidez global.....	48
4.2.3.	Curvas tensão de corte-distorção e módulo de distorção	50
4.2.4.	Resistência ao corte	53
4.2.5.	Modos de rotura	54
4.2.6.	Comparação com outros autores	55
4.2.7.	Modelação analítica da resistência ao corte e do módulo de distorção	56
4.3.	Ensaio de compressão a temperatura elevada	62
4.3.1.	Curvas de aquecimento	62
4.3.2.	Curvas carga-deslocamento e rigidez global.....	63
4.3.3.	Curvas tensão-deformação e módulo de elasticidade	65
4.3.4.	Resistência à compressão.....	67
4.3.5.	Modos de rotura	68
4.3.6.	Comparação com outros autores	69
4.3.7.	Modelação analítica da resistência à compressão	70
4.4.	Considerações finais	73
5.	Conclusões e perspectivas de desenvolvimentos futuros	75
5.1.	Conclusões.....	75
5.2.	Perspectivas de desenvolvimentos futuros	78
	Referências bibliográficas	81
	Anexos	85
	Anexo A – Ensaio de corte a temperatura elevada.....	87
	Anexo B – Ensaio de compressão a temperatura elevada	99

Índice de figuras

Figura 1: Exemplos das principais aplicações de materiais FRP em engenharia civil: a) armaduras interiores do tabuleiro de uma ponte; b) reforço de uma laje maciça vigada; c) reabilitação de uma ponte através de painéis pultrudidos; d) estrutura híbrida (Ponte de Friedberg, Alemanha).....	6
Figura 2: Exemplos de tipologias de FRP: a) varão dobrado; b) cabos de pré-esforço; c) laminado; d) manta; e) perfis pultrudidos; g) painel sanduíche.	7
Figura 3: Perfis de GFRP: a) Formas típicas de perfis GFRP de 1ª geração; b) Estrutura interna de um perfil de GFRP; c) Formas típicas de perfis de 2ª geração.	8
Figura 4: Diagrama tensão-deformação para os materiais GFRP, aço, alumínio, madeira e PVC.	9
Figura 5: Análise comparativa dos materiais aço, alumínio, perfis de GFRP, madeira e PVC relativamente às seguintes propriedades: tensão de rotura à tracção, módulo de elasticidade em flexão, densidade, coeficiente de expansão térmica e condutividade térmica.....	10
Figura 6: Esquematização do mecanismo envolvido na decomposição térmica de compósitos poliméricos	12
Figura 7: Degradação da resistência à tracção de mechas de fibras de vidro tipo E expostas a temperatura elevada – campanha experimental de Feih <i>et al.</i>	16
Figura 8: Degradação da resistência à tracção normalizada de fibras de vidro tipo E individuais expostas a temperatura elevada.	16
Figura 9: Evolução da dimensão das imperfeições em fibras de vidro em função da temperatura.	17
Figura 10: Ilustração esquemática da evolução do módulo de armazenamento e do módulo de perda com a temperatura ao longo dos diferentes estados do material compósito.	18
Figura 11: Influência do ângulo de desalinhamento do esforço face às fibras na resistência e no módulo de elasticidade, segundo a direcção longitudinal.	20
Figura 12: Variação com a temperatura da resistência à tracção e à compressão de uma secção pultrudida de vidro-poliéster.	21
Figura 13: Resistência à tracção e rigidez em função da temperatura obtida por Correia <i>et al.</i> (esq.); comparação da variação da resistência normalizada à tracção com a temperatura para os estudos de Bai e Keller, Robert e Benmokrane e Correia <i>et al.</i> (dir.).....	22
Figura 14: Modo característico de rotura de provetes solicitados à tracção.	23
Figura 15: Resistência à compressão e rigidez em função da temperatura obtida por Correia <i>et al.</i> (esq.); comparação da variação da resistência normalizada à compressão com a temperatura para os estudos de Wang <i>et al.</i> , Bai e Keller e Correia <i>et al.</i> (dir.).....	24
Figura 16: Modos de rotura característicos de provetes de secção I ensaiados à compressão e expostos às temperaturas de a) 20 °C; b) 60 °C.	24
Figura 17: Modos de rotura característicos de provetes ensaiados à compressão por: a) e b) Wang <i>et al.</i> a temperatura ambiente; c) e d) Wang <i>et al.</i> a 250 °C; e) Bai e Keller a diferentes temperaturas.....	25
Figura 18: Resistência ao corte e rigidez em função da temperatura obtida por Correia <i>et al.</i> (esq.); comparação da variação da resistência normalizada ao corte com a temperatura para os estudos de Bai e Keller e Correia <i>et al.</i>	25
Figura 19: Modo característico de rotura de provetes solicitados ao corte.	26
Figura 20: Variação do módulo de distorção (G) com a temperatura.	27

Figura 21: Variações das resistências a diferentes solicitações mecânicas e do módulo de armazenamento (DMA) de compósitos pultrudidos de GFRP em função da temperatura (valores normalizados relativamente à temperatura de 20 °C).....	28
Figura 22: Comparação dos modelos de Mahieux <i>et al.</i> , Gibson <i>et al.</i> , Wang <i>et al.</i> , Bai e Keller e Correia <i>et al.</i> para a resistência normalizada à tracção (esq.) e ao corte (dir.) em função da temperatura.....	30
Figura 23: Comparação dos modelos de Mahieux <i>et al.</i> , Gibson <i>et al.</i> , Wang <i>et al.</i> , Bai e Keller e Correia <i>et al.</i> para a resistência normalizada à compressão em função da temperatura.....	30
Figura 24: Esquemas da forma e dimensões dos provetes de corte.....	35
Figura 25: Acessório de ensaio para <i>V-Notched Beam Test</i>	35
Figura 26: a) Esquema de ensaio para ensaios de corte - A) garra da máquina de teste; B) câmara térmica; C) acessório de ensaio; D) haste metálica; E) estrutura metálica de suporte para suspensão da câmara térmica; b) vista geral do esquema de ensaio e instrumentação.....	37
Figura 27: Pormenores do esquema de ensaio: a) interior da câmara térmica; b) videoextensómetro.....	37
Figura 28: Esquema de leituras em provetes de corte.....	37
Figura 29: Vista geral do esquema de ensaio e instrumentação utilizada nos ensaios de corte.....	38
Figura 30: Serra de disco.....	39
Figura 31: Esmeriladora.....	39
Figura 32: Pormenor do furo na secção transversal do provete.....	39
Figura 33: Esquema de leituras em colunas curtas.....	41
Figura 34: Bloco ranhurado em aço.....	41
Figura 35: a) Esquema de ensaio para ensaios de compressão: A) estrutura metálica de suporte da célula de carga; B) célula de carga; C) deflectómetro; D) câmara térmica; E) veio de aço; F) bloco ranhurado de aço; G) provete; H) cabeçote de aço; I) perfil metálico para suspensão da câmara térmica; b) vista geral do esquema de ensaio e instrumentação.....	42
Figura 36: Pormenores do esquema de ensaio de compressão: a) suporte do provete no interior da câmara; b) unidade de pressão; c) deflectómetro superior; d) deflectómetro inferior.....	43
Figura 37: Equipamentos utilizados para corte e preparação dos provetes para ensaios de compressão: a) serra de fita; b) fresa.....	43
Figura 38: Furação do centro da alma.....	44
Figura 39: Aspecto do provete após instalação do termopar.....	44
Figura 40: Curvas de aquecimento da câmara térmica e do provete, registadas para uma temperatura de teste de 60 °C num ensaio de corte.....	48
Figura 41: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.....	49
Figura 42: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 60 °C.....	49
Figura 43: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 100 °C.....	49
Figura 44: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 140 °C.....	49
Figura 45: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 180 °C.....	49
Figura 46: Curvas carga-deslocamento representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.....	49
Figura 47: Rigidez global de corte em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).....	50

Figura 48: Rigidez global de corte normalizada média em função da temperatura.	50
Figura 49: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.....	51
Figura 50: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 60 °C.....	51
Figura 51: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 100 °C.....	51
Figura 52: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 140 °C.....	51
Figura 53: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 180 °C.....	51
Figura 54: Curvas tensão de corte-distorção representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.	51
Figura 55: Módulo de distorção em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).....	52
Figura 56: Módulo de distorção normalizado médio em função da temperatura.	52
Figura 57: Resistência ao corte em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).....	53
Figura 58: Comparação dos valores normalizados médios da resistência, rigidez global e módulo de distorção em função da temperatura.	53
Figura 59: Modos de rotura característicos, para cada temperatura de teste, de provetes ensaiados ao corte.	54
Figura 60: Modo de rotura esperado de provetes ensaiados ao corte: rotura por corte.	54
Figura 61: Modo de rotura de provetes ensaiados ao corte a 180 °C: esmagamento e delaminação interlaminar.	54
Figura 62: Reforços metálicos: vista da face frontal (esq.); vista da face posterior (dir.).....	55
Figura 63: Comparação da variação da resistência ao corte normalizada no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Correia <i>et al.</i> e Bai e Keller.	55
Figura 64: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Gibson <i>et al.</i>	57
Figura 65: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Mahieux <i>et al.</i>	57
Figura 66: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Wang <i>et al.</i>	58
Figura 67: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Bai e Keller.	58
Figura 68: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Correia <i>et al.</i>	58
Figura 69: Modelação da resistência ao corte: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).....	59
Figura 70: Modelação da resistência ao corte: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (amostragem completa de dados experimentais).....	59
Figura 71: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Gibson <i>et al.</i>	60
Figura 72: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Wang <i>et al.</i>	60
Figura 73: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Bai e Keller.....	61
Figura 74: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Correia <i>et al.</i>	61
Figura 75: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Mahieux <i>et al.</i>	61
Figura 76: Modelação do módulo de distorção: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).....	61
Figura 77: Curvas de aquecimento da câmara e do provete, registadas para uma temperatura de teste de 140 °C num ensaio de compressão.....	63
Figura 78: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.....	64
Figura 79: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 60 °C.....	64
Figura 80: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 100 °C.....	64

Figura 81: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 140 °C.....	64
Figura 82: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 180 °C.....	64
Figura 83: Curvas carga-deslocamento representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.	64
Figura 84: Rigidez global de compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).....	65
Figura 85: Rigidez global de compressão normalizada média em função da temperatura.....	65
Figura 86: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.	66
Figura 87: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 60 °C..	66
Figura 88: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 100 °C.....	66
Figura 89: Curvas tensão axial-deformação axial representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.	66
Figura 90: Módulo de elasticidade em compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão)..	67
Figura 91: Módulo de elasticidade em compressão normalizado médio em função da temperatura.	67
Figura 92: Resistência à compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).	67
Figura 93: Comparação dos valores normalizados da resistência à compressão, rigidez de compressão e módulo de elasticidade em função da temperatura.....	67
Figura 94: Modos de rotura característicos de provetes ensaiados à compressão a, da esquerda para a direita e de cima para baixo: 26 °C, 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C.	68
Figura 95: Pormenores relativos aos modos de rotura de provetes ensaiados à compressão: a) e b) provetes ensaiados à temperatura ambiente; c) provete ensaiado a 180°C.	69
Figura 96: Comparação da variação da resistência à compressão normalizada no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Correia <i>et al.</i> , Bai e Keller e Wang <i>et al.</i>	69
Figura 97: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Gibson <i>et al.</i>	71
Figura 98: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Mahieux <i>et al.</i>	71
Figura 99: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Wang <i>et al.</i>	71
Figura 100: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Bai e Keller.	71
Figura 101: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Correia <i>et al.</i>	72
Figura 102: Modelação da resistência à compressão: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).	72
Figura 103: Modelação da resistência à compressão: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (amostragem completa de dados experimentais).....	72
Figura 104: Variação de propriedades mecânicas, em compressão e em corte, com a temperatura para os resultados obtidos na presente campanha experimental (valores médios).	74
Figura 105: Comparação da variação das propriedades mecânicas, em compressão e em corte, com a temperatura, entre os resultados obtidos na presente campanha experimental e a campanha de Correia <i>et al.</i> (valores médios).	74

Anexo A

Figura A.1: Resultado dos ensaios DMA, realizados a uma taxa de aquecimento de 2°C/min, em termos de módulo de armazenamento, módulo de perda e factor de perda.	87
Figura A.2: Curva tensão de corte-distorção obtida por recurso a um extensómetro eléctrico convencional vs. videoextensómetro (ensaio a temperatura ambiente).	87
Figura A.3: Curvas de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.....	88
Figura A.4: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.	92
Figura A.5: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 60 °C.	92
Figura A.6: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 100 °C.	92
Figura A.7: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 140 °C.	93
Figura A.8: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 180 °C.	93

Anexo B

Figura B.1: Curvas de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.	99
Figura B.2: Exemplo de curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão a 140 °C (esq.) e a 180 °C (dir.).	101
Figura B.3: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.	102
Figura B.4: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 60 °C.	102
Figura B.5: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 100 °C.	102
Figura B.6: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 140 °C.	102
Figura B.7: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 180 °C.	103

Índice de tabelas

Tabela 1: Propriedades mecânicas e físicas típicas de perfis pultrudidos de GFRP.....	9
Tabela 2: Dimensões dos provetes de corte relativas ao esquema da Figura 24.	34
Tabela 3: Taxas médias de aquecimento do ar da câmara e dos provetes nos ensaios de corte.	48
Tabela 4: Erros associados a vários valores do parâmetro P_1 (aplicação do modelo de Bai e Keller aos dados experimentais relativos à resistência ao corte).	59
Tabela 5: Resumo dos erros obtidos na modelação da resistência ao corte através dos vários modelos.	60
Tabela 6: Resumo dos erros obtidos na modelação do módulo de distorção através dos vários modelos.	62
Tabela 7: Taxas médias de aquecimento da câmara e dos provetes nos ensaios de compressão.	63
Tabela 8: Resumo dos erros obtidos na modelação da resistência à compressão através dos vários modelos.	73

Anexo A

Tabela A.1: Taxas de aquecimento da câmara térmica e dos provetes ensaiados ao corte.	89
Tabela A.2: Resultados obtidos nos ensaios de corte em termos de rigidez (K), força máxima ($F_{máx}$), resistência ao corte ($\tau_{máx}$) e módulo de distorção (G).....	90
Tabela A.3: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos à rigidez global, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	91
Tabela A.4: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos ao módulo de distorção, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	91
Tabela A.5: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos à tensão máxima de corte, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	91
Tabela A.6: Valores do grau de transição vítrea (α_g) obtidos através de uma análise DMA.....	94
Tabela A.7: Valores do grau de decomposição (α_d) obtidos através de uma análise TGA-DSC	95
Tabela A.8: Modelação da resistência ao corte - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo.	96
Tabela A.9: Modelação do módulo de distorção - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo	97

Anexo B

Tabela B.1: Taxas de aquecimento da câmara térmica e dos provetes ensaiados à compressão.	99
Tabela B.2: Resultados obtidos nos ensaios de compressão em termos de rigidez (K), força máxima ($F_{máx}$), resistência à compressão ($\sigma_{máx}$) e módulo de elasticidade (E).	100
Tabela B.3: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos à rigidez, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	100
Tabela B.4: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos ao módulo de elasticidade, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	101
Tabela B.5: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos à resistência à compressão, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).	101

Tabela B.6: Modelação da resistência à compressão - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo. 104

Simbologia

α_d	Grau de decomposição
α_g	Grau de transição vítrea
γ	Distorção
ε	Deformação
$\varepsilon_{\pm 45}$	Deformação segundo direcções orientadas a +/- 45°
$\mu\varepsilon$	<i>Microstrain</i>
σ	Desvio padrão
$\sigma_{m\acute{a}x}$	Resistência axial (à compressão)
$\tau_{m\acute{a}x}$	Resistência ao corte
Δ	Variação do valor médio da propriedade face ao valor à temperatura ambiente
A	Coefficiente de modelação
B	Coefficiente de modelação; parâmetro de forma
C	Coefficiente de modelação; parâmetro de escala; compressão
CO	Monóxido de carbono
CO_2	Dióxido de carbono
E	Módulo de elasticidade/Módulo de Young
E_{11}	Módulo de elasticidade na direcção longitudinal
E_{22}	Módulo de elasticidade na direcção transversal
E_f	Módulo de elasticidade das fibras
E_m	Módulo de elasticidade da matriz
$F_{m\acute{a}x}$	Força máxima
G	Módulo de distorção
K	Rigidez
k'	Parâmetro de ajuste aos dados experimentais
m	Expoente de Weibull
n	Coefficiente de modelação
N	Número de identificação do provete
P	Propriedade mecânica genérica

P_g	Propriedade mecânica no estado vítreo
P_d	Propriedade mecânica no estado decomposto
P_l	Propriedade mecânica num estado intermédio entre os estados vítreo e de decomposição
P_r	Valor da propriedade após transição vítrea e antes da decomposição
P_u	Valor da propriedade à temperatura ambiente
S	Corte
T	Temperatura
T_0	Temperatura de relaxação
T_d	Temperatura de decomposição
T_g	Temperatura de transição vítrea
$T_{g,mech}$	Parâmetro de ajuste aos dados experimentais
$T_{g,onset}$	Temperatura de transição vítrea da matriz, determinada pelo início do decaimento da curva do módulo de armazenamento em função da temperatura
T_s	Temperatura de amolecimento
V_f	Percentagem volumétrica de fibras
V_m	Percentagem volumétrica da matriz
\bar{x}	Valor médio da propriedade

Acrónimos

CFRP	Polímero reforçado com fibras de carbono (do termo inglês, <i>carbon fibre reinforced polymer</i>)
DMA	Análise mecânica dinâmica (do termo inglês, <i>dynamic mechanical analysis</i>)
EMP	Erro médio percentual
EMPA	Erro médio percentual absoluto
EQM	Erro quadrático médio
FRP	Polímero reforçado com fibras (do termo inglês, <i>fibre reinforced polymer</i>)
GFRP	Polímero reforçado com fibras de vidro (do termo inglês, <i>glass fibre reinforced polymer</i>)
IST	Instituto Superior Técnico
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais
TGA	Análise de termogravimetria (do termo inglês, <i>thermogravimetric analysis</i>)

1. Introdução

1.1. Enquadramento geral do tema da dissertação

Os materiais compósitos de polímero reforçado com fibras (FRP, da designação anglo-saxónica “*Fiber Reinforced Polymer*”) têm vindo a ser comercializados e utilizados nas mais diversas áreas e indústrias desde os anos 30, tendo as primeiras aplicações sido integradas na indústria da construção naval. Somente nas décadas de 50 e 60 é que os materiais FRP começaram a despertar interesse por parte do sector da construção, embora a sua utilização nesta altura tenha sido limitada dada a falta de conhecimento técnico e o seu elevado custo. No final dos anos 80 e início dos anos 90, foi possível reduzir os seus custos de produção através da contribuição, por um lado, do desenvolvimento tecnológico dos processos de fabrico, nomeadamente do processo de pultrusão, e, por outro, por uma crescente necessidade de reabilitação de infraestruturas com problemas de durabilidade e funcionalidade. Percebeu-se nesta altura que o aço não seria eterno e que os materiais FRP poderiam ser uma boa alternativa face aos problemas de corrosão dos varões e descasque do betão manifestados pelas construções em materiais tradicionais. Neste contexto, criaram-se condições que permitiram o desenvolvimento de projectos-piloto de interesse não só governamental como da indústria e de grupos de investigação, o que contribuiu para uma maior aceitação deste tipo de materiais por parte do sector da construção [1–3].

Desde então, o sector tem vindo cada vez mais a tirar partido das características únicas dos materiais FRP. Nos dias de hoje, estes materiais são frequentemente utilizados em contexto de reabilitação, assim como em construção nova, sobretudo em elementos estruturais de edifícios, coberturas e pontes, quer pedonais, quer rodoviárias [4].

As várias aplicações no sector da construção têm comprovado as suas vantagens em relação aos materiais tradicionais, como o aço ou a madeira, nomeadamente no que diz respeito ao seu peso próprio reduzido, boas propriedades de isolamento, elevada resistência e durabilidade, mesmo em ambientes agressivos. Contudo, a utilização generalizada de compósitos de FRP é condicionada pela elevada deformabilidade que possuem (quando constituídos por fibras de vidro), pela sua susceptibilidade à ocorrência de fenómenos de instabilidade e pela inexistência de regulamentação específica [1]. Acresce o facto de, quando expostos à acção do fogo, estes materiais libertarem calor, fumo e gases voláteis tóxicos, e de ser conhecida a vulnerabilidade que as suas propriedades mecânicas apresentam quando expostos a temperaturas elevadas [5].

Este último aspecto constitui o principal entrave à utilização deste material em aplicações estruturais, sobretudo em edifícios, dado que a natureza orgânica da matriz polimérica dos materiais FRP faz com que estes sejam particularmente sensíveis à acção da temperatura [1]. Para além do mais, a actual legislação obriga a que os materiais utilizados na construção estejam em conformidade com os requisitos estabelecidos no Regulamento dos Produtos da Construção e, como tal, os materiais deverão cumprir, entre outros, um conjunto de exigências em termos de reacção ao fogo, referentes à propagação de chamas e à produção e propagação de fumo e gases tóxicos. Acresce também o facto de a regulamentação exigir que os elementos estruturais sejam capazes de manter um determinado nível de integridade estrutural em situação de incêndio, o que traz ainda mais relevância à temática da influência da temperatura elevada no comportamento de materiais FRP [5].

Para fazer face a esta problemática, a comunidade científica tem vindo a avaliar o comportamento destes materiais a temperaturas elevadas. Todavia, os trabalhos de investigação desenvolvidos até ao presente momento têm-se focado sobretudo na caracterização do comportamento em tracção dos FRP, encontrando-se o comportamento em corte e em compressão muito pouco estudados. Além disso, os estudos reportados na literatura descrevem o

comportamento mecânico dos materiais FRP até temperaturas da ordem dos 250-300 °C, o que é manifestamente insuficiente dado que, em contexto de incêndio, a temperatura do ar pode atingir valores entre 500 e 1100 °C ([6]) e, como tal, é fundamental que os estudos experimentais explorem gamas de temperatura nesta ordem de grandeza. A falta de informação respeitante ao comportamento do material a temperaturas elevadas e muito elevadas estará relacionada com as limitações, em termos de temperaturas máximas de exposição, dos fornos e câmaras térmicas utilizados em ambiente laboratorial e, sobretudo, dos sistemas de instrumentação. Para além disso, estudos realizados anteriormente identificaram problemas de escorregamento nas garras das máquinas de ensaio e rotura do material nas extremidades dos provetes, o que tem implicações no esquema de ensaio adoptado [6].

Ainda que tenha havido um esforço para caracterizar a influência da temperatura no comportamento mecânico dos materiais FRP, essa caracterização ainda se encontra limitada à avaliação da resistência de secções. Neste sentido, outras propriedades igualmente relevantes, como sejam o módulo de elasticidade (em tracção e compressão) e o módulo de distorção, carecem ainda de estudos e dados experimentais válidos.

Em suma, embora o trabalho de investigação realizado até à data tenha mostrado que as propriedades mecânicas destes materiais compósitos sofrem reduções com o aumento de temperatura, esta temática encontra-se ainda pouco desenvolvida na literatura e, como tal, o estudo mais aprofundado do comportamento mecânico de materiais FRP quando expostos a temperaturas elevadas é, portanto, não só relevante como necessário.

Para além das preocupações inerentes à segurança estrutural dos elementos construídos em compósitos reforçados com fibras, expostos a temperaturas elevadas e situações de incêndio, estudos neste âmbito desempenham um papel fundamental para o desenvolvimento de normas e códigos. A existência de regulamentação específica trará harmonização no dimensionamento estrutural de elementos FRP e contribuirá para a sua maior aceitação como material alternativo aos tradicionalmente utilizados no sector da construção.

Neste contexto, o estudo experimental desenvolvido no âmbito da presente dissertação pretende dar resposta à falta de conhecimento técnico quanto ao comportamento mecânico a temperatura elevada de materiais FRP, em particular de perfis pultrudidos de compósitos reforçados com fibras de vidro (GFRP).

1.2. Objectivos e metodologia

O principal objectivo da presente dissertação é a caracterização do comportamento mecânico a temperatura elevada do material que constitui os perfis pultrudidos de GFRP, quando sujeito ao corte ou à compressão. Para o efeito, foram ensaiadas chapas e perfis pultrudidos de GFRP. A campanha laboratorial foi dividida em duas séries experimentais nas quais foram realizados, respectivamente, (i) ensaios de corte e (ii) ensaios de compressão a temperatura elevada, ambos até temperaturas na ordem da temperatura de transição vítrea da matriz.

Os provetes utilizados na primeira série de ensaios (corte) foram obtidos através do corte de uma chapa pultrudida de GFRP, sendo conformes com a norma ASTM D 5379/D 5379M – 05 – *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*. Os provetes foram previamente aquecidos até um conjunto de cinco temperaturas, compreendidas entre a temperatura ambiente e 180 °C (16 °C, 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C). Encontrando-se o material à temperatura objectivo, os provetes foram então submetidos a um ensaio de corte até à rotura.

A segunda série da campanha experimental consistiu em ensaios de compressão a temperatura elevada, de colunas curtas provenientes de um perfil pultrudido de GFRP com secção transversal em I. Para o efeito, as colunas curtas

foram aquecidas até às temperaturas de 26 °C (temperatura ambiente), 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C, sendo posteriormente carregadas, em compressão, até à rotura.

Quer os provetes ensaiados ao corte, quer as colunas curtas ensaiadas à compressão, foram instrumentados com termopares de forma a possibilitar a monitorização da temperatura, tendo os deslocamentos e deformações sido registados através da técnica de videoextensometria.

Para ambas as séries experimentais procedeu-se à caracterização da degradação da rigidez, resistência e modo de rotura dos provetes, a cada uma das temperaturas de aquecimento mencionadas. Nos ensaios de corte foi ainda avaliada a variação do módulo de distorção a temperaturas elevadas, enquanto nos ensaios de compressão se procurou caracterizar a influência da temperatura no módulo de elasticidade do material.

Por fim, com o intuito de estabelecer leis de degradação para as resistências ao corte e à compressão e para o módulo de distorção, foram aplicados e avaliados quatro modelos empíricos e um modelo semi-empírico de previsão aos resultados obtidos na presente campanha experimental; esses modelos foram igualmente aplicados aos resultados obtidos em campanhas experimentais desenvolvidas por outros autores que foram alvo de análise na revisão da literatura.

1.3. Estrutura da dissertação

A presente dissertação encontra-se organizada em cinco capítulos, cujo conteúdo é brevemente descrito nos parágrafos seguintes.

No primeiro e presente capítulo, de cariz introdutório, apresenta-se o enquadramento da temática da dissertação no domínio da Engenharia Civil, os objectivos a que a dissertação se propõe, a metodologia adoptada para alcançar os referidos objectivos e a descrição da organização do documento.

No segundo capítulo, apresenta-se, de uma forma breve, o actual estado do conhecimento relativamente aos materiais FRP, apresentando-se uma descrição destes materiais em termos de constituição, tipologias e áreas de aplicação, sendo dada ênfase à tipologia de perfis pultrudidos, nomeadamente no que diz respeito às suas características geométricas, propriedades típicas, vantagens e desvantagens. Centrando-se a dissertação no efeito da temperatura elevada na degradação das propriedades mecânicas de materiais GFRP, descrevem-se os fenómenos de decomposição térmica dos seus principais constituintes, apresentando-se em seguida uma síntese da literatura existente relativa ao comportamento mecânico destes materiais a temperatura elevada, quando solicitados a esforços de tracção, compressão ou corte. Apresenta-se ainda a descrição dos modelos de previsão utilizados na modelação dos resultados experimentais, obtidos não só na presente campanha experimental como noutras campanhas relevantes desenvolvidas por outros autores. Por fim, discute-se as actuais necessidades de investigação no âmbito da temática abordada.

No terceiro capítulo, descreve-se o trabalho experimental realizado, em particular o que diz respeito às campanhas de corte e compressão a temperatura elevada, e em termos de objectivos, características dos elementos ensaiados, esquema de ensaio, instrumentação e procedimento experimental.

No quarto e penúltimo capítulo, apresentam-se e discutem-se os resultados obtidos na campanha experimental realizada. São também apresentados os resultados provenientes da modelação realizada, avaliando-se, para cada propriedade mecânica, qual o modelo que melhor traduz a sua degradação com a temperatura.

No quinto e último capítulo, resumem-se as principais conclusões da dissertação, tendo em conta a campanha experimental realizada e a modelação analítica dos resultados obtidos. Referem-se ainda propostas de trabalho para investigações futuras que venham a dar continuidade ao estudo desenvolvido nesta dissertação.

2. Estado da arte

2.1. Introdução

O presente capítulo começa por caracterizar de uma forma muito sucinta os materiais compósitos de polímero reforçado com fibras (FRP). Dado o âmbito da presente dissertação, o estado da arte será focado na influência da temperatura no desempenho mecânico dos materiais FRP, começando-se por caracterizar os fenómenos de decomposição térmica dos seus principais constituintes: a matriz polimérica e as fibras. De seguida, apresenta-se uma síntese da literatura existente respeitante a trabalhos de investigação que exploram o comportamento mecânico destes materiais a temperatura elevada, mais precisamente no que diz respeito a solicitações de tracção, compressão e corte. Tendo por base a revisão da literatura, na parte final do capítulo discutem-se as necessidades de investigação actuais no domínio da presente dissertação.

2.2. Caracterização geral dos materiais FRP

2.2.1. Materiais constituintes

Os materiais compósitos de FRP têm vindo a ser comercializados e utilizados nas mais diversas áreas desde 1930. Inseridos na categoria dos compósitos de fibras, são caracterizados por possuírem uma fase contínua, a matriz polimérica, e um elemento de reforço, as fibras, ambas com um contributo distinto para o comportamento do material.

As fibras, embora frágeis, são responsáveis pelo desempenho mecânico do compósito, conferindo-lhe grande parte da sua resistência e rigidez. Consoante a sua natureza, as fibras podem dividir-se em poliméricas, de carbono, vidro, cerâmicas ou metálicas, embora as mais comercializadas sejam as de carbono, vidro e aramida. Em particular no sector da construção civil, os compósitos de carbono e vidro assumem maior relevância, visto serem os mais utilizados em aplicações estruturais, incluindo o reforço [1, 7].

A matriz polimérica, por sua vez, actua como agente aglomerante, permite a transferência e distribuição das tensões entre fibras, assim como a manutenção da posição destas no seio da matriz, possuindo ainda um papel de protecção destas face aos agentes de degradação ambiental. A composição da matriz tem por base uma resina, geralmente termoendurecível; as mais utilizadas em produtos FRP para aplicações estruturais são as epóxicas, o poliéster (a mais utilizada em materiais FRP), o viniléster e as fenólicas. Para além da resina, é comum adicionar à matriz agentes de polimerização, *fillers* e aditivos que têm como objectivo, respectivamente, desencadear a reacção de polimerização da matriz, reduzir custos de produção, melhorar o processo de fabrico do compósito e contribuir para melhorias de desempenho do material. Com o fim de proteger as fibras durante o processo de fabrico e garantir que estas se mantêm próximas umas das outras, é comum aplicar tratamentos químicos superficiais com substâncias denominadas por *sizings*, que promovem a eficiência da ligação fibra-matriz e, no caso das fibras de vidro, contribuem para o aumento da sua durabilidade, protegendo-as da humidade [1-3, 7, 8].

A resistência global do material FRP irá depender não só dos materiais que o constituem mas também de um conjunto de aspectos que em seguida se referem. Em primeiro lugar, a resistência depende fortemente da eficácia da ligação matriz-fibras; por este motivo, é fundamental garantir uma boa aderência através da escolha adequada da resina, tendo em conta a sua capacidade de impregnação e adesão, assim como dos coeficientes de expansão térmica das fibras e da matriz, que deverão ser semelhantes entre si. Por outro lado, dado que as fibras são o elemento que mais contribui para a resistência global do material FRP, uma maior quantidade de fibras conduz a

um incremento da rigidez e resistência nessa direcção; contudo, a fracção em volume de fibras deve ser limitada a 80% de forma a garantir a impregnação integral das fibras pela matriz polimérica. As próprias características dimensionais das fibras têm influência no comportamento mecânico do material compósito, de tal forma que quanto maior for a relação comprimento/diâmetro das fibras, maior será a resistência de cada fibra, o que, consequentemente, resulta numa maior resistência do compósito. Por fim, também a orientação das fibras não é irrelevante, sendo que a mobilização da resistência máxima do compósito requer que a aplicação das solicitações seja feita segundo a direcção de orientação das fibras [7].

2.2.2. Tipologias e áreas de aplicação de materiais FRP em engenharia civil

O desenvolvimento tecnológico das matérias-primas e métodos de fabrico, acompanhado pelo crescente interesse de investigação nos materiais compósitos por parte da comunidade científica, são dois dos principais factores que impulsionaram a utilização de materiais FRP nas mais variadas áreas. Actualmente, são múltiplas as indústrias que incorporam nos seus produtos materiais FRP, sendo relevante destacar a indústria da construção civil e as indústrias automóvel, aeroespacial, da aviação e defesa, que têm tirado partido das características únicas destes materiais para fazer face aos seus exigentes requisitos [1].

No âmbito da engenharia civil em particular, podem identificar-se quatro áreas principais de aplicação de materiais FRP, designadamente (i) armaduras interiores para betão, (ii) reparação e reforço (geralmente exterior) de estruturas existentes, (iii) estruturas mistas ou híbridas e (iv) estruturas 100% compósitas. Exemplos das referidas áreas de aplicação encontram-se ilustrados na Figura 1.

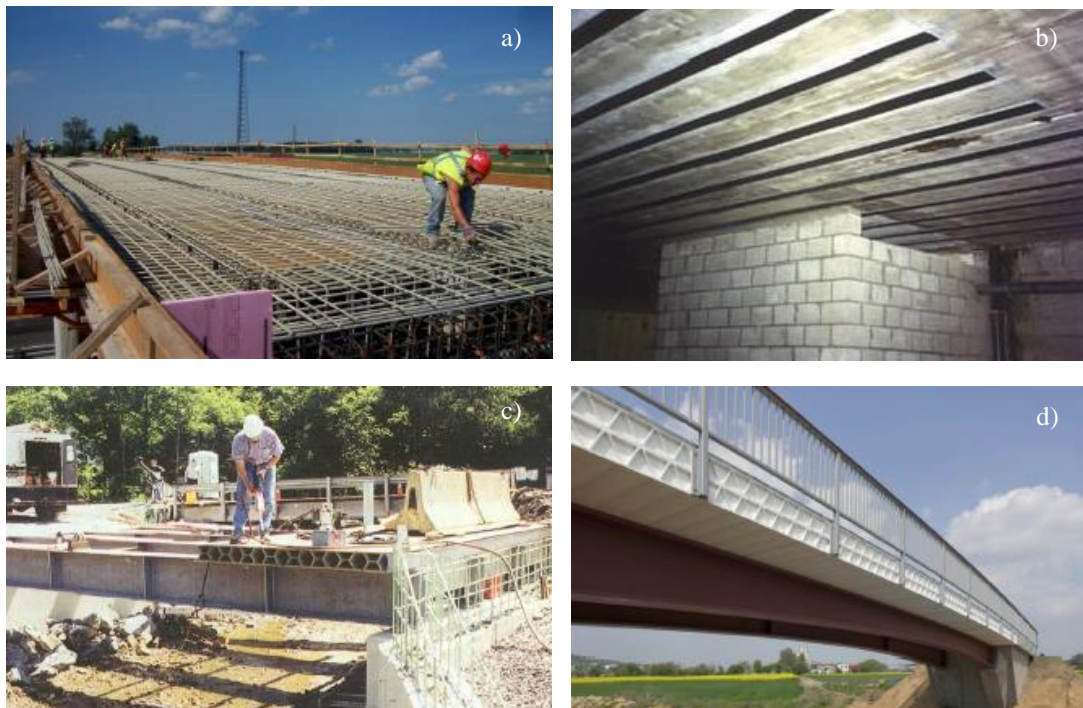


Figura 1: Exemplos das principais aplicações de materiais FRP em engenharia civil: a) armaduras interiores do tabuleiro de uma ponte; b) reforço de uma laje maciça vigada; c) reabilitação de uma ponte através de painéis pultrudidos; d) estrutura híbrida (Ponte de Friedberg, Alemanha) (adaptado de [2]).

Embora com menor expressão no sector, os materiais FRP têm também vindo a ser desenvolvidos e utilizados pontualmente como solução de reforço de alvenarias, estruturas metálicas e de madeira [1–3].

Para cada uma das aplicações mencionadas, são várias as tipologias de materiais FRP disponíveis no mercado, designadamente varões e barras, cabos, laminados e mantas, perfis e painéis sanduíche e alveolares, que se encontram ilustrados na Figura 2 [2].

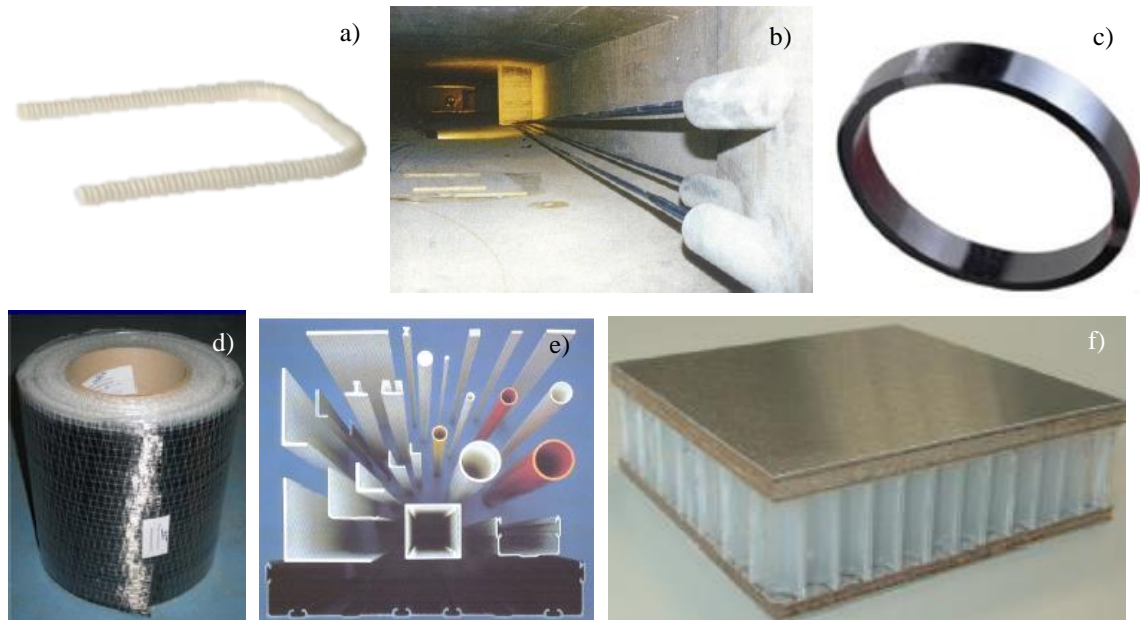


Figura 2: Exemplos de tipologias de FRP: a) varão dobrado; b) cabos de pré-esforço; c) laminado; d) manta; e) perfis pultrudidos; g) painel sanduíche (adaptado de [1] e [3]).

2.2.3. Perfis pultrudidos de GFRP

2.2.3.1. Estrutura interna e secções transversais

Hoje em dia, os perfis de polímero reforçado com fibras de vidro (GFRP) são a tipologia de materiais FRP mais utilizada para aplicações estruturais em engenharia civil, nomeadamente em pontes, constituídas inteiramente ou parcialmente por materiais compósitos FRP, e em edifícios, no contexto da sua reabilitação ou construção nova.

A geometria dos primeiros perfis pultrudidos de GFRP estruturais, designados de perfis de 1ª geração, foi inspirada nos perfis de parede fina aberta e secção tubular típicos da construção metálica, sendo vasta a gama de secções transversais actualmente disponível no mercado. Algumas das tipologias mais comuns encontram-se ilustradas na Figura 3 a).

Tal como a Figura 3 b) ilustra, estes perfis são constituídos por camadas de fibras longitudinais contínuas agrupadas em mechas de filamentos, que se encontram por sua vez envolvidas em mantas de reforço orientadas em diferentes direcções e que têm como finalidade, respectivamente, conferir reforço na direcção axial e contribuir para o desempenho mecânico na direcção transversal assim como resistência ao corte. Na generalidade dos casos, os perfis são “cobertos” com um véu de superfície, que possui um teor elevado em resina e no qual estão embebidas fibras curtas dispersas aleatoriamente (geralmente de vidro). Esta camada superficial dá ao perfil um acabamento suave e confere-lhe uma protecção adicional face aos agentes atmosféricos, devido ao maior conteúdo em resina, que poderá ser epóxida, de viniléster ou, geralmente, de poliéster [1, 2].

A indústria tem desenvolvido novas formas de perfis, designados por perfis de 2ª geração, concebidos com o intuito de maximizar o aproveitamento das propriedades dos materiais FRP, fazendo assim face aos problemas associados, por exemplo, à vulnerabilidade que os perfis de 1ª geração possuem a acções de impacto e instabilidade devido a esforços de compressão. Estes novos sistemas estruturais, exemplificados na Figura 3 (c), são constituídos por painéis pultrudidos multi-celulares, ligados entre si por colagem, e têm vindo a ser utilizados essencialmente na construção nova e na reabilitação de tabuleiros de pontes [1].

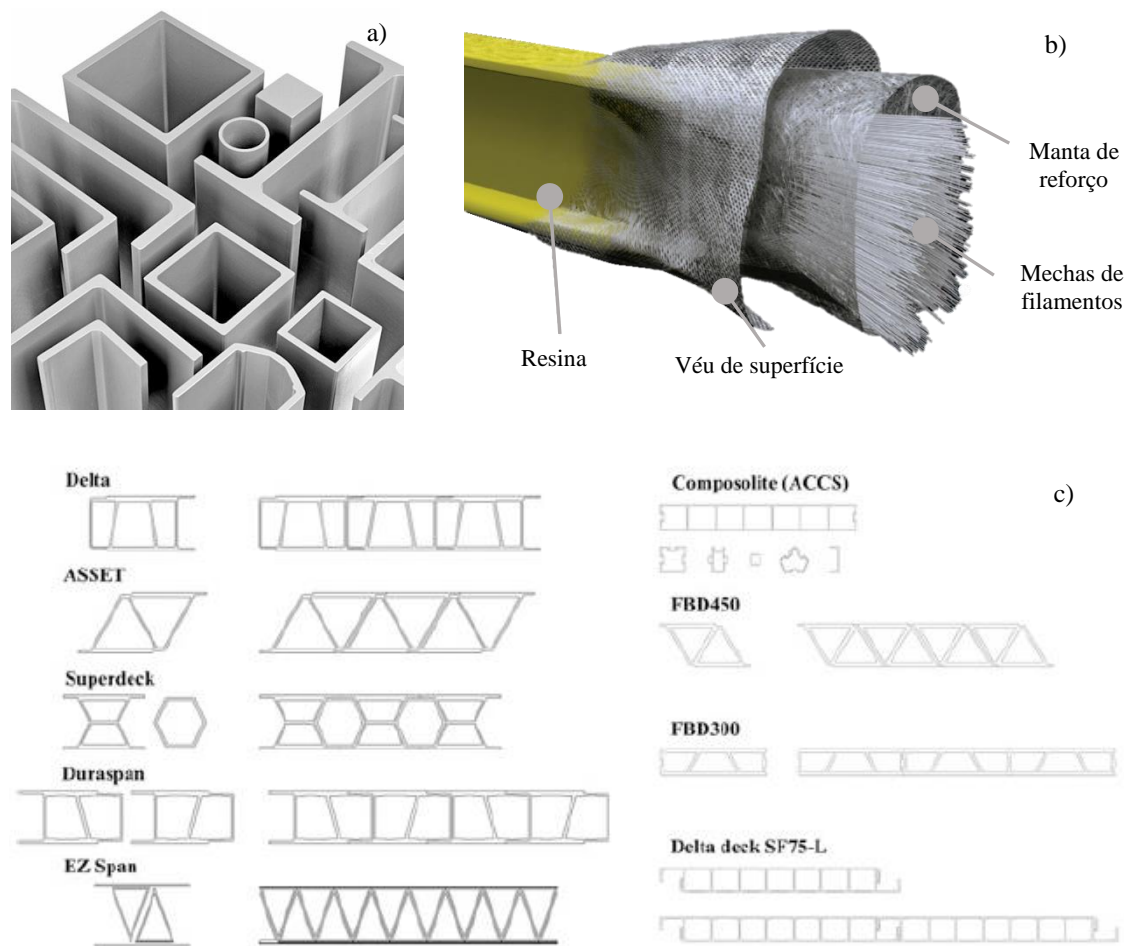


Figura 3: Perfis de GFRP: a) Formas típicas de perfis GFRP de 1ª geração; b) Estrutura interna de um perfil de GFRP; c) Formas típicas de perfis de 2ª geração (adaptado de [1]).

2.2.3.2. Propriedades típicas de perfis pultrudidos de GFRP

À semelhança das demais tipologias de materiais FRP, os perfis pultrudidos de GFRP apresentam comportamento anisotrópico. No caso particular dos perfis, isso traduz-se num desempenho mecânico superior na direcção axial de pultrusão (direcção paralela ao alinhamento das mechas de filamentos contínuos) comparativamente com qualquer outra direcção, tal como se constata na Tabela 1. Note-se que os valores das propriedades listadas se encontram apresentados sob a forma de intervalos de variação, traduzindo assim valores distintos das referidas propriedades decorrentes da não normalização dos processos de fabrico [1].

Tabela 1: Propriedades mecânicas e físicas típicas de perfis pultrudidos de GFRP (adaptado de [1]).

Propriedade	Direcção axial	Direcção transversal
Resistência à tracção (MPa)	200-400	50-60
Resistência à compressão (MPa)	200-400	70-140
Resistência ao corte (MPa)		25-30
Módulo de elasticidade (GPa)	20-40	5-9
Módulo de distorção (GPa)		3-4
Densidade (g/cm ³)		1,5-2,0
Teor em fibras (%)		50-70
Coefficiente de expansão térmica (K ⁻¹)	8-14 × 10 ⁻⁶	16-22 × 10 ⁻⁶
Coefficiente de condutividade térmica (W/K.m)		0,20-0,58

A Figura 5 apresenta uma análise comparativa de algumas das propriedades físicas e mecânicas presentes na Tabela 1. A observação da referida figura permite verificar que os materiais GFRP, relativamente aos demais materiais analisados (alumínio, madeira e PVC), são os que mais se aproximam do aço em termos de capacidade resistente à tracção. De facto, os perfis de GFRP, cuja densidade é quatro vezes inferior à do aço, possuem elevada resistência mecânica e são caracterizados por tensões de rotura semelhantes ou mesmo superiores ao aço [1]. É ainda possível constatar que os perfis de GFRP, por possuírem um módulo de elasticidade da ordem de 20% do módulo de elasticidade do aço, são mais deformáveis do que este. Além disso, e tal como a Figura 4 pretende ilustrar, os materiais GFRP apresentam comportamento elástico-linear até à rotura, não exibindo, portanto, o comportamento dúctil que é característico do aço.

A análise da Figura 5 permite ainda verificar que os materiais GFRP possuem um coeficiente de expansão térmica semelhante ao do aço. Não obstante, dada a sua natureza polimérica, são bons isolantes térmicos e eléctricos, sendo ainda transparentes à passagem de ondas electromagnéticas [1-4].

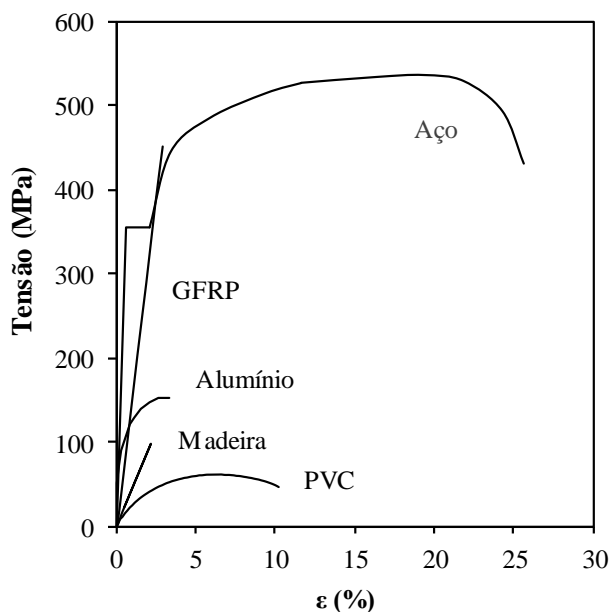


Figura 4: Diagrama tensão-deformação para os materiais GFRP, aço, alumínio, madeira e PVC (adaptado de [4]).

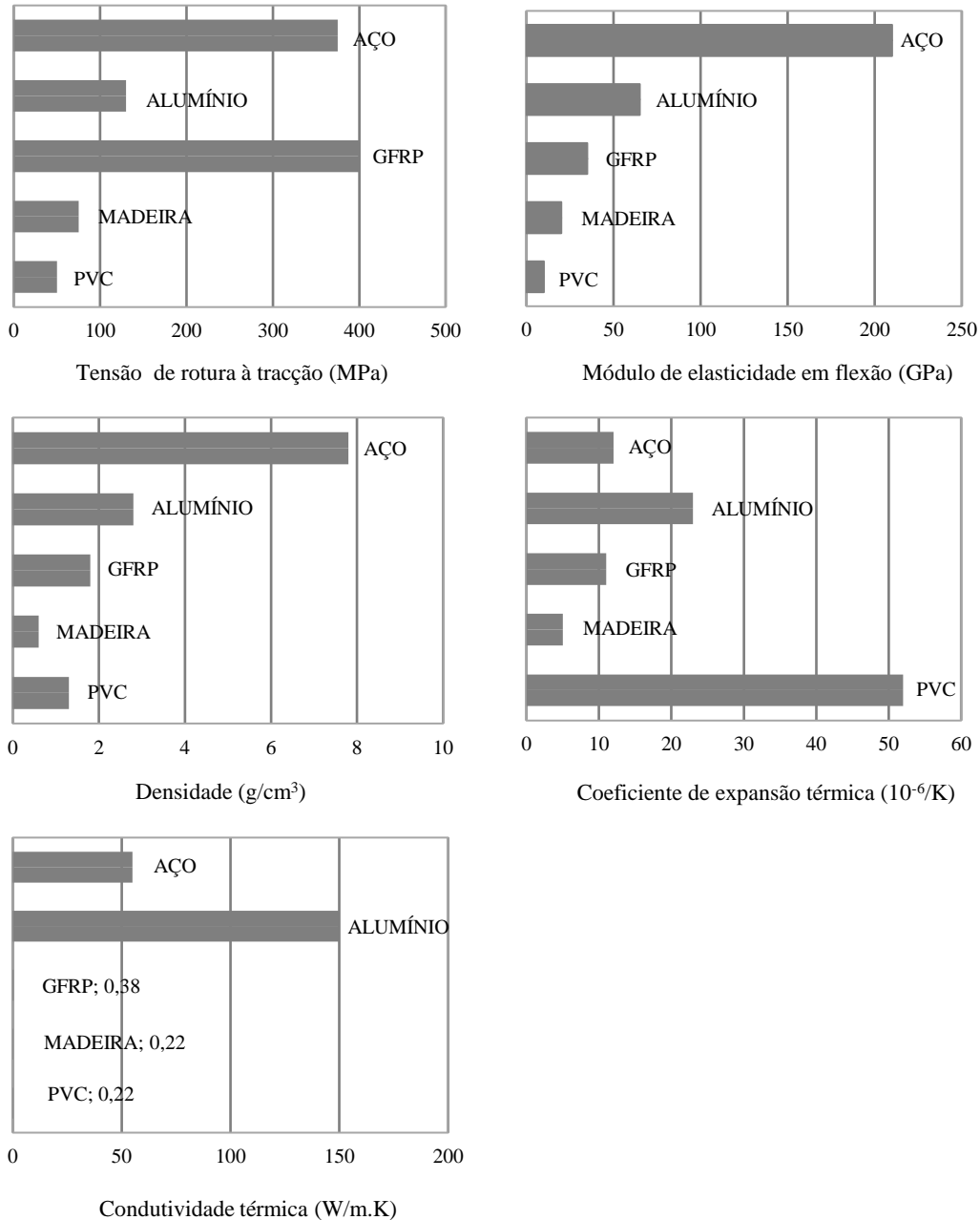


Figura 5: Análise comparativa dos materiais aço, alumínio, perfis de GFRP, madeira e PVC relativamente às seguintes propriedades: tensão de rotura à tracção, módulo de elasticidade em flexão, densidade, coeficiente de expansão térmica e condutividade térmica (adaptado de [1]).

2.2.3.3. Vantagens e desvantagens

O potencial dos compósitos FRP deve-se principalmente às inúmeras vantagens que apresentam face aos materiais tradicionais. Para além das boas propriedades físicas e mecânicas referidas na secção anterior, das quais se destacam o peso próprio reduzido, a elevada resistência mecânica e as boas características de isolamento térmico e eléctrico, os materiais GFRP destacam-se igualmente pelos aspectos em seguida referidos [1, 2].

Primeiramente, estes materiais são de fácil aplicação e requerem manutenção mínima durante o seu período de vida útil. O próprio processo de fabrico - a pultrusão - é extremamente versátil, visto permitir a produção de uma vasta gama de secções transversais. No entanto, a principal característica dos materiais GFRP que tem levado à sua adopção em aplicações estruturais em detrimento de materiais tradicionais é a sua durabilidade. De facto, estes

materiais apresentam excelente desempenho em ambientes quimicamente agressivos, quando comparados com a madeira ou o aço, nomeadamente em condições ambientais de elevada exposição a agentes corrosivos [1–3].

Todavia, estes materiais têm demonstrado algumas limitações no que diz respeito à sua reduzida rigidez, fazendo com que sejam relativamente deformáveis e susceptíveis à ocorrência de fenómenos de instabilidade. Para além disso, o comportamento elástico-linear até à rotura anteriormente referido faz deles materiais frágeis, ao contrário do aço.

Outro aspecto que condiciona a sua ampla utilização prende-se com o comportamento em situação de incêndio. Quando sujeitos à acção do fogo, os materiais FRP libertam calor, fumo e gases voláteis tóxicos e embora ainda haja algum desconhecimento do seu comportamento em função da temperatura, sabe-se que para temperaturas relativamente reduzidas ocorre perda de propriedades mecânicas do material, o que poderá pôr em causa a segurança dos respectivos elementos estruturais; no entanto, esta problemática pode ser minimizada através da adopção de medidas activas ou passivas de protecção ao fogo [5, 9].

Não obstante, as boas características de isolamento térmico destes materiais são vantajosas em situação de incêndio, visto permitirem o abrandamento da propagação de calor de divisão para divisão e, comparativamente com o aço, os materiais FRP apresentam melhor resistência à penetração das chamas, o que se traduz na formação de uma barreira eficiente contra as chamas, calor, fumo e gases tóxicos [5].

A falta de regulamentação também constitui um factor impeditivo na utilização destes materiais; o estabelecimento de normas e códigos (por exemplo, ao nível da comunidade europeia, presentemente em desenvolvimento) permitiria a harmonização do dimensionamento dos elementos FRP e levaria à sua maior aceitação por parte do sector da construção.

Para além disso, verifica-se uma escassez de informação no que se refere à avaliação da sustentabilidade destes materiais; a este respeito, um bom desempenho poderá depender do aproveitamento do potencial de reciclagem das resinas termoplásticas, o que, presentemente, ainda está longe de ser explorado dado que as resinas termoendurecíveis, não recicláveis, constituem a grande maioria das aplicações pelo melhor desempenho que proporcionam [1, 2].

Apesar das diversas vantagens e desvantagens acima mencionadas, salienta-se o facto de a principal barreira à aplicação de perfis pultrudidos de GFRP na construção de edifícios continuar a ser a sensibilidade que as propriedades mecânicas destes materiais apresentam quando expostos ao fogo e a temperatura elevada [9] e a falta de conhecimento técnico que existe neste domínio.

2.3. Degradação térmica de materiais FRP sujeitos a temperatura elevada

Como referido na secção anterior, os materiais FRP são caracterizados por possuírem um fraco desempenho quando expostos a condições de temperatura elevada e em situação de incêndio. A sua susceptibilidade a fenómenos de degradação por acção da temperatura deve-se ao facto de serem materiais de origem orgânica (devido à natureza polimérica da sua matriz).

Como Mouritz e Gibson [6] referem, quando expostos a temperaturas elevadas, estes materiais tendem a sofrer alterações físicas e químicas relevantes que alteram a sua composição e comprometem o seu desempenho mecânico. De facto, quando aquecidos a temperaturas elevadas, da ordem dos 300 a 500 °C, a matriz polimérica destes materiais entra em decomposição, num processo que é acompanhado pela libertação intensa de calor, fuligem, fumo e gases tóxicos voláteis. No entanto, até para temperaturas mais reduzidas, entre 100 e 200 °C, estes

materiais amolecem, começando a apresentar evidências de distorção e fluência. Os referidos fenómenos condicionam fortemente as características mecânicas do material, em particular aquelas que estão intimamente dependentes da matriz; consequentemente, dependendo do tipo de solicitação mecânica, podem ocorrer mecanismos de rotura por encurvadura.

Os produtos de reacção resultantes do processo de decomposição referido e a degradação da integridade estrutural dos elementos FRP são dois factores que contribuem não só para a perigosidade da acção de incêndio como para o aumento do risco dos utilizadores. Segundo Mouritz e Gibson [6], tal comportamento constitui um dos motivos pelos quais a utilização de materiais FRP para aplicações em transportes públicos e infraestruturas ainda não é capaz de explorar o potencial máximo destes materiais e, consequentemente, constitui um entrave à sua utilização sem reservas como alternativa a outros materiais [6, 10].

2.3.1. Mecanismos de degradação térmica de resinas poliméricas

Na Figura 6 ilustram-se esquematicamente os mecanismos envolvidos na decomposição térmica de materiais compósitos poliméricos quando expostos a um incêndio, mas que pode ser transposto para a análise do comportamento dos referidos materiais quando expostos a condições de temperatura elevada, que constitui o âmbito da presente dissertação.

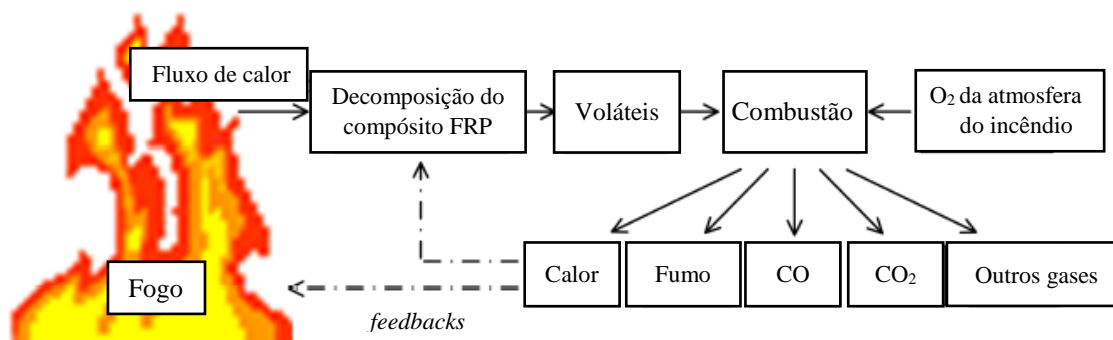


Figura 6: Esquematização do mecanismo envolvido na decomposição térmica de compósitos poliméricos (adaptado de [4]).

O mecanismo de degradação tem como ponto de partida a transferência do calor, por exemplo com origem num incêndio, para o material FRP, elevando a sua temperatura desde a temperatura ambiente até à temperatura para a qual o processo de decomposição térmica se inicia. Enquanto que durante o período de aquecimento inicial não se registam quaisquer reacções químicas no material, o mesmo já não se verifica quando as temperaturas se elevam na ordem dos 100 a 200 °C. Neste intervalo de temperaturas, consideradas como relativamente reduzidas, o material começa a transformar-se, passando de um estado rígido e frágil, que o caracteriza à temperatura ambiente, para um estado viscoso. O processo mediante o qual ocorre esta mudança é denominado de transição vítrea e tem um impacto significativo nas propriedades mecânicas e térmicas do material. A este processo é normalmente associada uma temperatura de referência denominada por temperatura de transição vítrea (T_g), que pode ser definida de diferentes formas.

Quando a temperatura atinge a gama de 200 a 300 °C, ocorrem um conjunto de reacções químicas no material designadas por pirólise. A pirólise é o processo no qual a matéria orgânica presente no material é decomposta quando sujeita a condições de temperatura elevada. Refira-se que a temperatura à qual este processo é despoletado irá diferir de material para material em função da sua composição e taxa de aquecimento a que está sujeito. De

facto, tal como Correia *et al.* [9] referem, ritmos mais elevados de aquecimento, correspondentes a tempos de aquecimento mais reduzidos, resultam em menor decomposição à mesma temperatura; isto advém do facto de taxas de aquecimento maiores induzirem geralmente valores superiores de temperatura de decomposição (T_d)¹. Para o intervalo de temperaturas referido, inicia-se a decomposição do material através de uma série de reacções que destroem as cadeias poliméricas, das mais fracas para as mais fortes, resultando na produção de sólidos carbonizados, fumo e gases voláteis. Os últimos incluem gases inflamáveis, como o monóxido de carbono e o metano, e gases não inflamáveis, como o vapor de água e o dióxido de carbono. Dependendo da natureza química do polímero, entre 30% e 100% da matriz é volatilizada, pelo que quanto maior for o elemento compósito, maior será o potencial de produção dos referidos gases inflamáveis [4, 10].

A decomposição da matriz polimérica pode ocorrer por processos de oxidação ou simplesmente pela acção do calor. No caso particular de laminados de elevada espessura, Mouritz e Gibson [6] denotam que a decomposição ocorre somente na camada mais superficial do material onde existe oxigénio. Embora o oxigénio acelere o processo de decomposição, os gases resultantes da decomposição criam uma barreira à difusão do oxigénio para camadas mais interiores e esse é o motivo pelo qual, no caso de perfis de maior espessura, a decomposição ocorre por acção do calor em ambiente inerte, ou seja, não oxidativo [4, 6].

Segundo Correia [4], grande parte das matrizes poliméricas de materiais FRP são decompostas para temperaturas de decomposição entre 300 e 600 °C. Relativamente às resinas de poliéster, segundo Mouritz e Gibson [6], a decomposição inicia-se com a destruição das ligações cruzadas que unem as cadeias poliméricas. Esta quebra de ligações permite por sua vez a libertação de radicais livres que instigam a continuação do processo de decomposição o que, consequentemente, leva à libertação de compostos voláteis leves, tais como o monóxido e o dióxido de carbono, o metano, o etileno, o propileno, o butadieno, entre outros. Os mesmos autores referem que quando exposta ao fogo, 90 a 95% da massa original da resina de poliéster é decomposta em compostos voláteis. Todavia, no caso das resinas fenólicas, a referida percentagem ronda os 40 a 60%, o que explica o motivo pelo qual estas resinas possuem melhor comportamento ao fogo comparativamente às demais resinas termoendurecíveis.

De acordo com Campbell [11], é conveniente salientar ainda o papel da humidade no desempenho da resina e, consequentemente, do material FRP. Se por um lado as temperaturas elevadas aumentam a taxa de absorção de humidade por parte da resina, por outro, é sabido que a esta absorção está associada uma redução severa da temperatura de transição vítrea da matriz. O mesmo autor refere que o efeito da humidade terá implicações na redução das propriedades mecânicas do material FRP, em particular as dependentes da matriz polimérica.

2.3.2. Mecanismos de degradação térmica de fibras

Para além da matriz polimérica, também os materiais de reforço são passíveis de se decompor sob a acção da temperatura. Tal não se verifica, no entanto, para todos os tipos de fibras. Como referido, actualmente, as fibras de vidro são as mais utilizadas no reforço de materiais FRP e, sendo constituídas por um material inorgânico, são caracterizadas por possuírem, entre outros aspectos, boas propriedades de isolamento térmico. De facto, de acordo com Mouritz e Gibson [6], as fibras de vidro são quimicamente inertes ao fogo, sendo por isso capazes de manter a sua estabilidade química e física mesmo quando expostas a elevados fluxos de calor.

¹ Estas evidências foram demonstradas nas equações cinéticas de Arrhenius aplicadas por Bai *et al.* [31].

Dos quatro tipos de fibras de vidro existentes (E, S, AR e C), as fibras do tipo E são as mais comercializadas. Segundo os autores mencionados, quando expostas a temperaturas da ordem dos 830 °C, as fibras do tipo E sofrem um processo de amolecimento no qual se tornam viscosas, acabando por fundir para cerca de 1070 °C. No entanto, para temperaturas abaixo da temperatura de amolecimento, este tipo de fibras manifesta uma redução não desprezável de determinadas propriedades mecânicas, nomeadamente em termos de resistência, como aliás se demonstrará na secção 2.4.1 [6]. Ainda assim, visto que a temperatura máxima do ar durante um incêndio varia em geral, segundo Mouritz e Gibson [6], entre 500 e 1100 °C, pode concluir-se que as fibras de vidro do tipo E possuem boa resistência a gamas de temperatura elevadas susceptíveis de serem atingidas em contexto de incêndio. Refira-se que as fibras de vidro do tipo S apresentam comportamento térmico melhorado em relação às fibras tipo E, nomeadamente no que diz respeito às suas propriedades a temperaturas elevadas, exibindo uma temperatura de amolecimento de 1050 °C e fundindo a 1500 °C.

Não obstante o bom desempenho referido acima, Mouritz e Gibson [6] chamam a atenção para o facto de embora as fibras de vidro serem inorgânicas, os tratamentos químicos superficiais que geralmente lhes são aplicados (*sizings*) são de conteúdo orgânico. Esta natureza orgânica faz com que os referidos tratamentos, quando expostos ao fogo, sofram um processo de degradação química acompanhado da libertação de voláteis inflamáveis. Todavia, uma vez que os referidos *sizings* são utilizados em quantidades reduzidas (inferiores a 2% da massa total de fibras) e que a camada protectora por eles formada é particularmente fina, a sua influência nas propriedades ao fogo do material compósito é praticamente insignificante.

Para além das fibras de vidro, também as fibras de carbono são materiais de reforço inorgânico, sendo por isso quimicamente inertes ao fogo e estáveis a temperaturas elevadas, quer física quer quimicamente. Por oposição, os reforços de natureza orgânica, dos quais são exemplos as fibras de aramida e polietileno, apresentam temperaturas de decomposição de 450-500 °C e 145 °C, respectivamente, denotando a elevada susceptibilidade destes materiais a gamas de temperatura elevada, nomeadamente por comparação com as fibras de vidro [6].

Todavia, convém salientar a natureza distinta dos processos químicos envolvidos na decomposição das fibras de vidro e de carbono. Como Feih *et al.* [12] referem, as fibras de carbono, quando expostas a temperaturas superiores a 500 °C, oxidam devido à presença do oxigénio atmosférico, formando monóxido e dióxido de carbono (CO e CO₂), resultando tal processo necessariamente numa perda de massa das mesmas. As fibras de vidro apresentam um comportamento distinto, sendo que a sua decomposição se dá por fusão a partir de temperaturas da ordem de 1070 °C (para fibras do tipo E), como já havia sido mencionado [6].

Por último, refira-se que caso o material FRP entre em decomposição por acção da temperatura, a alteração química das referidas fibras ocorre simultaneamente com a libertação de calor, fumo e gases voláteis, tal como se verifica para a matriz polimérica. Depreende-se então que o comportamento do material compósito quando exposto a temperaturas elevadas é condicionado maioritariamente pelos processos químicos envolvidos na decomposição térmica da matriz polimérica e das fibras, orgânicas, caso existam. Os valores de temperaturas mencionados comprovam que a matriz sofre degradação (e entra em decomposição) a temperaturas (muito) mais reduzidas que as fibras. Para além disso, mesmo que o material compósito seja constituído por fibras inorgânicas, tendo em conta que a matriz tem como função actuar como agente aglomerante e de distribuição dos esforços entre as fibras, conclui-se que a sua decomposição poderá comprometer a eficiência da transmissão de cargas para as fibras, assim como o seu contributo para a resistência e rigidez, fundamental para diversos tipos de solicitações como o corte e a compressão [6, 10].

2.4. Influência da temperatura elevada nas propriedades e comportamento mecânico de materiais FRP

Como discutido na secção anterior, as alterações químicas e físicas que os materiais FRP sofrem quando sujeitos a temperatura elevada têm repercussões no seu desempenho mecânico.

De acordo com Correia *et al.* [9], apesar das fibras de vidro serem capazes de manter as suas propriedades mecânicas até temperaturas consideravelmente elevadas, o mesmo não se verifica com a matriz, que possui uma temperatura de decomposição muito inferior à que provoca a degradação térmica das fibras. Como se discute adiante, propriedades como o módulo de elasticidade, a resistência e a acção compósita entre as fibras e a matriz sofrem reduções consideráveis quando a temperatura se aproxima e excede a temperatura de transição vítrea da matriz, resultando necessariamente na degradação acelerada da rigidez e da capacidade resistente do material compósito.

Segundo os mesmos autores, embora as referidas propriedades possam ser determinadas a temperatura ambiente através de testes normalizados de tracção, compressão e corte, para solicitações de curto ou médio/longo prazo (fluência), quando se trata de caracterizar a sua variação com a temperatura, é importante ter em atenção que as respostas do material (em termos de tensão e deformação) e mecanismos de rotura associados podem sofrer alterações face ao comportamento a temperatura ambiente. Ou seja, o comportamento do material deixa de estar somente dependente dos materiais constituintes e respectivas propriedades, passando a estar também condicionado pela temperatura de exposição. Esta questão é discutida por Correia *et al.* [9], que referem que em condições de exposição a temperatura elevada, a ligação matriz-fibras é deteriorada, fazendo com que as fibras deixem de estar confinadas pela resina, tornando-se mais susceptíveis à ocorrência de fenómenos de encurvadura; por outro lado, visto que os esforços deixam de ser transmitidos correctamente entre a matriz e as fibras, podem verificar-se problemas de rotura por corte na interface entre estes constituintes.

2.4.1. Comportamento mecânico de fibras de vidro a temperatura elevada

Embora o comportamento mecânico global do material compósito seja condicionado pela interacção entre as fibras e a matriz polimérica, importa perceber de que forma se comportam as fibras isoladamente e qual o seu contributo para a resistência mecânica do compósito, em especial quando este se encontra exposto a gamas elevadas de temperatura.

Como forma de analisar a importância do papel das fibras no comportamento mecânico do material compósito, Feih *et al.* [12] referem as conclusões obtidas em duas campanhas experimentais por eles realizadas (Feih *et al.* [13] e Feih *et al.* [14]). As referidas campanhas mostraram evidências de que a rotura por tracção de compósitos FRP expostos ao fogo é condicionada pela degradação da resistência de ambos os constituintes principais do compósito, a matriz polimérica e as fibras, tendo as fibras um contributo relevante para a resistência do material após ser excedida a temperatura de decomposição da matriz.

Segundo os autores, os compósitos, em geral, quando submetidos à acção do fogo, conservam alguma resistência à tracção após a decomposição integral da matriz, muito devido ao contributo das fibras que, embora sejam também alvo de degradação devido ao efeito da temperatura, perdem resistência a uma taxa muito mais lenta do que a que se verifica para a matriz. Segundo Feih *et al.* [12], estudos desenvolvidos até então mostram que este comportamento se manifesta para compósitos quer de fibras de vidro quer de fibras de carbono.

Relembre-se, todavia, que a capacidade resistente das fibras é limitada e que embora sejam elas que contribuem para a resistência mecânica do material compósito após a decomposição da matriz, elas acabarão eventualmente por atingir a rotura. Em concordância com os autores acima referidos, a rotura dar-se-á assim por efeito da degradação térmica das fibras (como explicitado previamente na secção 2.3.2) e por perda de capacidade resistente das mesmas devido às condições de carregamento a que estão sujeitas [12]. Refira-se ainda que as fibras de vidro em particular são, segundo Campbell [11], susceptíveis à fadiga, resultando por isso numa redução da sua resistência com o tempo quando sujeitas a solicitações cíclicas em tracção.

As campanhas experimentais de Feih *et al.* [13] e Feih *et al.* [14], realizadas em mechas de fibras de vidro, mostraram que as fibras se mantêm inertes durante a exposição a temperaturas elevadas, visto que, à parte da decomposição do tratamento superficial (*sizing*), que ocorre a partir dos 350 °C segundo Feih *et al.* [12], não foi registada nenhuma perda de massa adicional durante o aquecimento.

Contudo, e tal como se ilustra na Figura 7, os resultados mostram que, por um lado, a degradação da resistência é influenciada pelo tempo e temperatura de exposição, verificando-se maiores perdas de resistência para temperaturas de exposição mais elevadas. Segundo os autores [12], tal resultado seria à partida inesperado, dado que tal gama de temperaturas (na ordem dos 350 °C) é consideravelmente inferior à temperatura de amolecimento das fibras, T_s , definida nos 830 °C por Mouritz e Gibson [6].

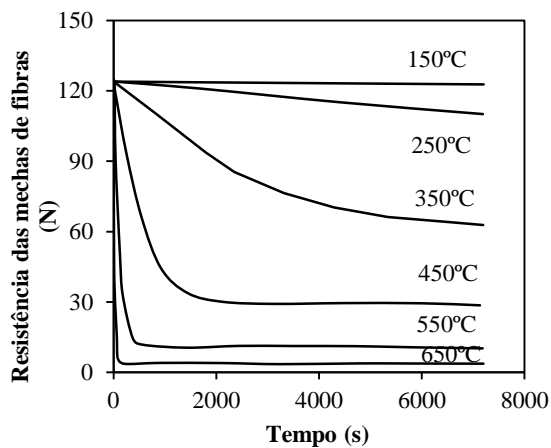


Figura 7: Degradação da resistência à tracção de mechas de fibras de vidro tipo E expostas a temperatura elevada – campanha experimental de Feih *et al.* [13, 14] (adaptado de [12]).

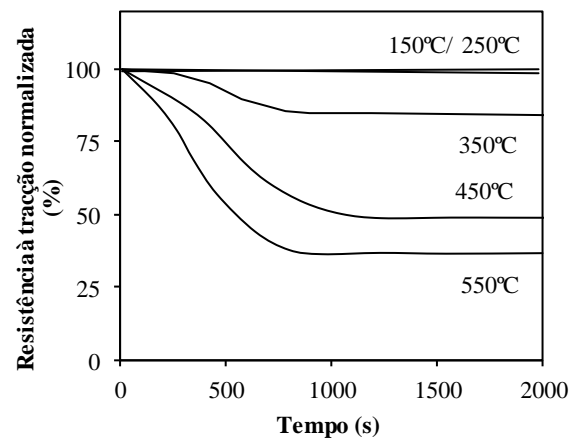


Figura 8: Degradação da resistência à tracção normalizada de fibras de vidro tipo E individuais expostas a temperatura elevada (adaptado de [12]).

No entanto, os resultados obtidos poderão ser explicados pelo facto de aquando do amolecimento da matriz, e sua posterior decomposição, a distribuição de tensões entre as fibras passar a ser menos uniforme, fazendo com que passe a haver fibras mais solicitadas do que outras. Criam-se assim condições para a ocorrência de uma rotura progressiva e “prematura” das fibras (isto é, a rotura não se dá por decomposição das fibras, mas por perda de capacidade resistente das mesmas devido à distribuição não homogénea de forças).

Com o fim de validar e comparar os resultados obtidos nas campanhas experimentais previamente realizadas em mechas de fibras de vidro (Feih *et al.* [13] e Feih *et al.* [14]), os autores desenvolveram estudos mais aprofundados sobre o comportamento mecânico a temperatura elevada (entre 150 e 550 °C) de fibras individuais de vidro do tipo E (assim como de fibras de carbono). Da campanha descrita em Feih *et al.* [12], os autores puderam confirmar que a perda de resistência das fibras está relacionada com a temperatura e com o tempo de exposição, como mostra a

Figura 8, registando-se reduções acentuadas na sua capacidade resistente para temperaturas moderadas, como aliás já se havia verificado nas campanhas experimentais anteriormente mencionadas.

Mais do que estabelecer uma comparação entre o comportamento diferenciado das fibras solicitadas individualmente ou em mechas (o que não será aprofundado no âmbito da presente dissertação), será importante acima de tudo salientar os mecanismos que desencadeiam a rotura das fibras de vidro.

Segundo Feih *et al.* [12], a degradação da resistência dever-se-á a defeitos que se manifestam superficialmente e que se propagam devido à acção térmica, podendo simultaneamente (ou não) estar associada à perda de massa das fibras. Estudos levados a cabo por Feih *et al.* [14] em fibras individuais permitiram observar a pré-existência de imperfeições superficiais a partir das quais se desenvolve a rotura; a temperatura tem um papel de agente fomentador do crescimento destas imperfeições sendo o seu efeito tanto mais intenso quanto maior for a temperatura de exposição, como aliás se comprova no gráfico da Figura 9.

Feih *et al.* [12] admitem ainda a possibilidade do efeito que a humidade poderá ter no crescimento das imperfeições das fibras. Embora tal aspecto não seja alvo de pormenorização na presente dissertação, importa referir que apesar de a estrutura interna das fibras de vidro não absorver humidade, as moléculas de água podem acumular-se superficialmente sob a forma de uma película [11]. Tal fenómeno é referenciado por Campbell [11] como potenciador da criação de micro-imperfeições superficiais nas fibras e, por esse motivo, ser um factor que contribui para a redução da sua capacidade resistente

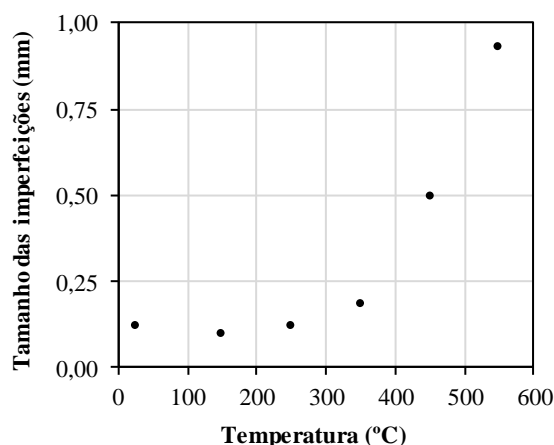


Figura 9: Evolução da dimensão das imperfeições em fibras de vidro em função da temperatura (adaptado de [12]).

2.4.2. Módulo de elasticidade em tracção

O módulo de elasticidade ou módulo de Young (E) é uma propriedade muito importante para a caracterização do comportamento mecânico de um material, já que dela depende a rigidez dos elementos a tensões axiais. Correia *et al.* [9] e Bai *et al.* [15] demonstraram que, no caso dos materiais FRP, este parâmetro sofre uma redução significativa com o aumento da temperatura dado que, à semelhança de outras propriedades mecânicas, está dependente do tipo de ligações entre as moléculas do compósito que, por sua vez, são susceptíveis à temperatura [15].

Bai *et al.* [15] descrevem as ligações químicas nos polímeros como sendo de dois tipos: ligações primárias e secundárias. As primeiras, do tipo ligações covalentes, por se tratarem de ligações fortes e possuírem energias de dissociação mais elevadas, são mais difíceis de quebrar e restabelecer comparativamente às ligações secundárias (ligações do tipo Van der Waals e pontes de hidrogénio). Em [15] os autores mostram de que forma o módulo de elasticidade de um material compósito varia em função da temperatura, explicitando os vários estados que o mesmo

atravessa quando a temperatura a que está sujeito aumenta e estabelecendo para o efeito uma relação com o que sucede a nível molecular. Ilustra-se esquematicamente na Figura 10 o comportamento do material em termos do módulo de armazenamento (*storage modulus*) e do módulo de perda, obtidos a partir de uma análise DMA², sendo o primeiro representativo do módulo de elasticidade do material.

Para a gama mais baixa de temperaturas, o material apresenta ligações primárias e secundárias intactas; na literatura, este estado é referido como vítreo e a ele está associado o valor máximo do módulo de armazenamento e, portanto, o valor máximo do módulo de elasticidade, como mostra a Figura 10. Para um determinado valor de temperatura, a energia fornecida passa a ser suficiente para que as ligações secundárias se quebrem; se tal acontecer, o material passa a estar num estado intermédio entre o estado vítreo e o estado decomposto, a que Bai *et al.* se referem como “leathery”. A transição entre o estado vítreo e o estado “leathery” é designado por transição vítrea, e a ela corresponde um decréscimo significativo do módulo de armazenamento (e um pico no valor do módulo de perda) devido à referida quebra das ligações secundárias.

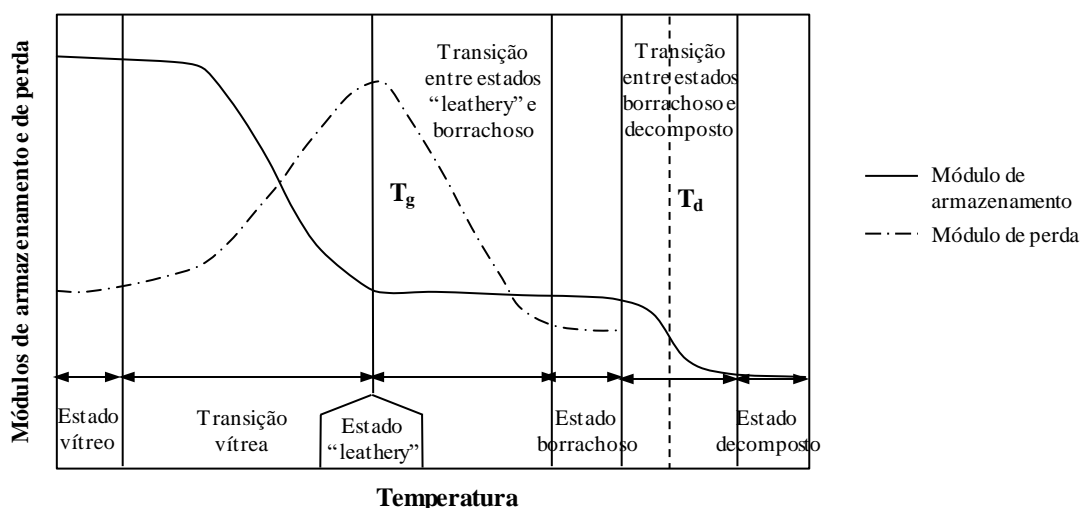


Figura 10: Ilustração esquemática da evolução do módulo de armazenamento e do módulo de perda com a temperatura ao longo dos diferentes estados do material compósito (adaptado de [15]).

Com o aumento da temperatura acima da temperatura de transição vítrea, formam-se condições para que as cadeias poliméricas se entrelacem umas nas outras, criando, segundo os autores, uma estrutura molecular emaranhada. A este patamar corresponde o atingimento de um estado borrachoso durante o qual o módulo de armazenamento é aproximadamente o mesmo daquele que se verifica no estado “leathery”, muito devido às características da estrutura molecular descrita (de facto, o que muda durante esta fase é somente a viscosidade da matriz). A aproximação à temperatura de decomposição faz com que as ligações primárias se quebrem e o material entre num estado decomposto no qual o módulo de armazenamento sofre uma vez mais uma redução face ao valor correspondente ao estado borrachoso [15].

Conclui-se, assim, que existem duas fases de degradação do módulo de elasticidade/armazenamento, correspondentes aos processos de transição vítrea e de decomposição do material. Tal como Correia *et al.* salientam

² Nos ensaios de DMA (*Dynamic Mechanical Analysis*), o material é carregado ciclicamente a níveis reduzidos de carga, compreendidos dentro da região elástica do diagrama tensão-deformação, sendo simultaneamente sujeito a variações lentas de temperatura a uma taxa de aquecimento constante. Os ensaios são monitorizados em termos de temperatura, tensão e deformação ao longo do tempo e permitem não só a determinação da temperatura de transição vítrea do material polimérico como também a caracterização das alterações do módulo de elasticidade e da viscosidade do mesmo em função das mudanças de temperatura [10, 15].

em [9], a degradação do módulo de elasticidade é mais acentuada durante a transição vítrea do que para temperaturas superiores a T_g . Os autores referem que se o compósito GFRP for aquecido a uma temperatura entre as temperaturas de transição vítrea (T_g) e de decomposição (T_d) e em seguida arrefecido, a redução do módulo de elasticidade que ocorre durante o processo de aquecimento pode recuperar significativamente até ao valor que apresentava inicialmente. Isto significa que o processo de transição vítrea é reversível (pelo menos parcialmente), o que permite que as ligações secundárias quebradas à temperatura T_g consigam ser restabelecidas após arrefecimento [8].

Como já havia sido explicitado na Tabela 1, referente a perfis pultrudidos de GFRP, os compósitos de GFRP, sendo materiais anisotrópicos, apresentam módulos de elasticidade distintos em função da direcção considerada, transversal ou longitudinal, correspondendo a última à direcção de pultrusão. Estes materiais exibem igualmente magnitudes de degradação muito diferentes em função da direcção considerada: a redução é menor na direcção axial, mais dependente das fibras, e maior na direcção transversal, mais dependente da matriz [1, 9].

De acordo com Campbell [11], quando uma lâmina ou laminado de fibras contínuas é solicitado segundo a direcção paralela às fibras (0° ou direcção 11), o módulo de elasticidade na direcção longitudinal E_{11} pode ser estimado através da denominada regra de misturas (“*rule of mixtures*”, funcionamento em paralelo),

$$E_{11} = E_f V_f + E_m V_m \quad (1)$$

onde E se refere ao módulo de elasticidade e V à percentagem volumétrica, sendo os índices f e m referentes às fibras e à matriz, respectivamente. Contudo, quando a solicitação é feita na direcção transversal (90° ou direcção 22), quer as fibras quer a matriz recebem a mesma carga e o módulo de elasticidade correspondente na direcção transversal, E_{22} , é dado pela seguinte expressão (funcionamento em série):

$$1/E_{22} = V_f/E_f + V_m/E_m \quad (2)$$

Como referido na secção 2.4.1, as fibras têm um papel fundamental para a resistência do material compósito. No entanto, e tal como Campbell [11] salienta, as fibras têm um contributo relevante também para a rigidez e tal manifesta-se de forma diferenciada em função do ângulo que a direcção da solicitação faz com a direcção de alinhamento das fibras.

Verifica-se, assim, que quando as cargas são aplicadas segundo a direcção longitudinal das fibras, as camadas que constituem o material possuem maior capacidade resistente e maior rigidez do que se a carga for aplicada segundo a direcção transversal. Esta constatação é consistente com a anteriormente referida relativa ao comportamento diferenciado do módulo de elasticidade nas direcções transversal e longitudinal. Como se pretende mostrar na Figura 11, quer a resistência quer o módulo de elasticidade sofrem reduções abruptas mesmo para ângulos pequenos de desalinhamento entre a direcção das fibras e a direcção de aplicação da solicitação [11].

Em [15], Bai *et al.* apresentam uma revisão da literatura relativa à modelação de propriedades mecânicas dependentes da temperatura, entre as quais o módulo de elasticidade. Segundo os autores, os primeiros modelos criados com o objectivo de reproduzir a influência da temperatura no módulo de elasticidade tentaram relacionar, sem sucesso, a redução daquele parâmetro com a perda de massa do material durante o aquecimento. Posteriormente, foram realizadas várias tentativas de ajuste de funções matemáticas (geralmente, com andamento sigmoidal) a resultados experimentais, obtidos por exemplo de ensaios DMA, que demonstraram ser mais adequadas do que as tentativas de modelação anteriores [15]. Mais recentemente, Bai *et al.* [15] desenvolveram um modelo, discutido adiante na secção 2.4.5, que descreve o processo de transição vítrea utilizando as equações

cinéticas de Arrhenius; a utilização das referidas equações permitiu modelar o comportamento do material tendo em consideração o seu estado antes e após o referido processo [9].

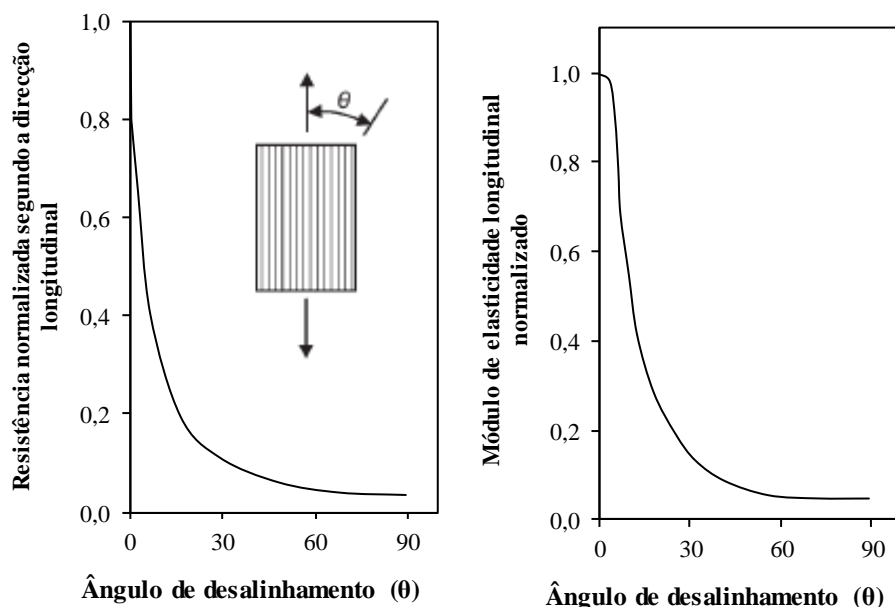


Figura 11: Influência do ângulo de desalinhamento do esforço face às fibras na resistência e no módulo de elasticidade, segundo a direcção longitudinal (adaptado de [11]).

2.4.3. Resistência à tracção e compressão

Como previamente mencionado, o comportamento mecânico dos materiais FRP é seriamente condicionado, entre outros factores, pelas condições ambientais a que o material está exposto, em especial quando essas condições envolvem temperaturas elevadas. Tais evidências têm vindo a ser demonstradas pelos estudos (ainda escassos), discutidos na presente secção. Note-se que a falta de conhecimento que ainda existe neste domínio está relacionada com uma série de factores. Em primeiro lugar, os ensaios envolvem gamas de temperatura que nem todos os fornos são capazes de atingir; por outro lado, há possibilidade de ocorrência de problemas de escorregamento e rotura do material na zona das garras das máquinas de ensaio e nas extremidades dos provetes, respectivamente [6]; finalmente, a instrumentação normalmente utilizada em ensaios mecânicos tem limitações em termos de temperatura máxima.

Feih *et al.* [16] submeteram laminados de fibra de vidro com resina de viniléster a esforços de **tracção** quando expostos a fluxos de calor compreendidos entre 10 e 75 kW/m². Os resultados obtidos permitiram constatar que para a solicitação de tracção, no início do processo de decomposição da matriz polimérica, os laminados foram capazes de suportar 60% da carga última associada ao comportamento à temperatura ambiente. Os resultados mostraram ainda que mesmo após a total decomposição da matriz (que para materiais FRP ocorre entre 300 °C e 500 °C), os laminados foram capazes de suportar níveis de carga até cerca de 30% da carga última definida à temperatura ambiente. Tal como Correia *et al.* [5] refere, o estudo de Feih *et al.* [16] demonstrou que “(...) a rotura pode ocorrer após a pirólise de toda a matriz, sendo essencialmente controlada pelo tempo que demora a amolecer as fibras de vidro para uma resistência abaixo da tensão aplicada” ([5], 2010, p. 618), o que significa que estes materiais são capazes de reter alguma resistência mesmo após a decomposição integral da matriz polimérica. Esta afirmação está em conformidade com as conclusões enunciadas por Feih *et al.* [12] (previamente

discutidas na secção 2.4.1), dado que, segundo os autores, a perda de resistência se desenvolve a um ritmo mais lento nas fibras do que na matriz e, portanto, as fibras serão as responsáveis por essa reserva de resistência do material compósito para temperaturas superiores à temperatura de decomposição da matriz. Ainda assim, tal como os resultados experimentais mostram, as propriedades mecânicas degradam-se devido à redução da capacidade de transferência das tensões de forma uniforme entre as fibras, papel desempenhado pela matriz polimérica que, na referida gama de temperaturas, é incapaz de cumprir eficientemente tal função [17].

Mouritz e Gibson [6] realizaram uma campanha experimental onde submeteram secções pultrudidas de fibra de vidro com resina de poliéster a solicitações de tracção e compressão e avaliaram o seu desempenho a diferentes temperaturas. Os resultados obtidos encontram-se ilustrados na Figura 12, onde se pode constatar em primeiro lugar que para os dois tipos de esforços, a resistência do compósito diminui com o aumento da temperatura. Em segundo lugar, pode verificar-se que a resistência à compressão é mais sensível à temperatura do que a resistência à tracção; isto acontece porque a resistência à compressão é, segundo os autores, uma propriedade mais dependente da matriz do material GFRP que, comparativamente às fibras, possui pior desempenho a temperaturas elevadas. Por último, note-se que a degradação da resistência à compressão é abrupta para temperaturas relativamente moderadas, o que poderá ser potencialmente problemático em situações reais de incêndio onde tais temperaturas possam ser mais facilmente alcançáveis.

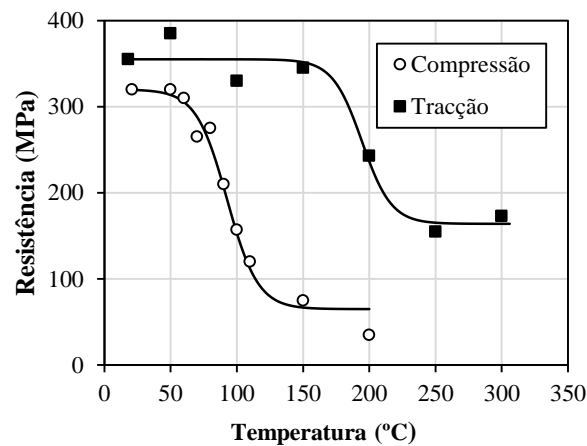


Figura 12: Variação com a temperatura da resistência à tracção e à compressão de uma secção pultrudida de vidro-poliéster (adaptado de [4]).

Também Robert e Benmokrane [17] estudaram o comportamento em tracção de varões pultrudidos de vidro-viniléster (81,5% de volume em fibras e $T_{g,onset}$ da matriz de 120 °C). Os provetes de 12,7 mm de diâmetro foram sujeitos a temperaturas até 320 °C e a resistência residual verificada para essa temperatura foi da ordem de 50%. Mais à frente, os resultados desta campanha experimental serão comparados com resultados obtidos por outros autores.

Bai e Keller [18] sujeitaram compósitos pultrudidos de GFRP a esforços de tracção até à rotura sob a influência de temperaturas elevadas. Os ensaios foram realizados em laminados pultrudidos de vidro-poliéster (conteúdo em fibras de 61%) e para temperaturas inicialmente previstas de 20 a 220 °C. Para a máxima temperatura ensaiada, os laminados apresentaram resistências de 20% comparativamente às resistências à tracção a temperatura ambiente e até 100 °C os provetes apresentaram modos de rotura conformes com o esforço aplicado (quebra das fibras por tracção). No entanto, para temperaturas superiores a 100 °C, obtiveram-se roturas prematuras na zona das garras

que se encontravam no interior do forno. Este modo de rotura ocorreu devido ao facto de a resina ter amolecido e a camada de filamentos contínuos que constitui o material ter sido arrancada das mantas exteriores de reforço sem que se tenha verificado quebra de fibras.

Na campanha experimental de Correia *et al.* [19], em que o problema acima referido foi ultrapassado, os autores ensaiaram provetes rectangulares cortados de chapas pultrudidas de GFRP, de 10 mm de espessura, com resina de poliéster (T_g entre 100 e 152 °C e T_d de 375 °C) e conteúdo inorgânico de 70%. A gama de temperaturas ensaiada foi a mesma que Bai e Keller [18], mas o esquema de ensaio foi cuidado de forma a manter a zona das garras a temperatura ambiente, evitando assim a ocorrência da rotura prematura que havia sido verificada nos ensaios dos referidos autores. Durante o ensaio, as curvas carga-deslocamento (relativo entre as garras) apresentaram andamento linear até 150 °C, mantendo-se a rigidez praticamente inalterada até esse valor, a partir do qual se deu uma redução ligeira até ao instante de rotura.

Na Figura 13 resumem-se os resultados obtidos em termos de resistência à tracção e respectiva rigidez (obtida das curvas força-deslocamento). Note-se que o valor da resistência à tracção sofreu uma redução praticamente linear até à temperatura máxima, para a qual a resistência normalizada obtida foi de 54%; já relativamente à rigidez, à temperatura de 220 °C o seu valor apresentou somente uma redução de 12% face à rigidez a temperatura ambiente. Tais evidências demonstram que a resistência à tracção é mais susceptível às alterações no material que ocorrem durante a transição vítrea do que a respectiva rigidez, que depende essencialmente das fibras.

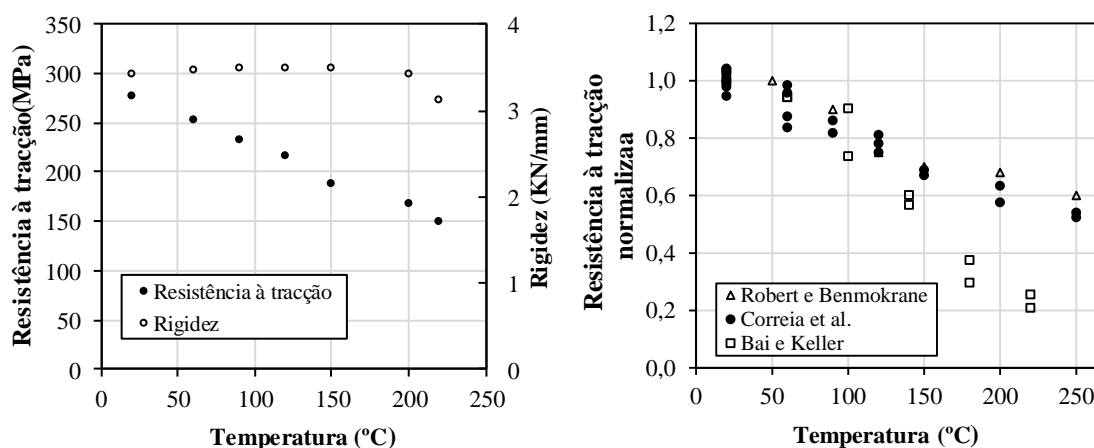


Figura 13: Resistência à tracção e rigidez em função da temperatura obtida por Correia *et al.* [19] (esq.); comparação da variação da resistência normalizada à tracção com a temperatura para os estudos de Bai e Keller [18], Robert e Benmokrane [17] e Correia *et al.* [19] (dir.) (adaptado de [19]).

Neste estudo de Correia *et al.* [19], uma vez que a zona das garras foi mantida à temperatura ambiente, a rotura dos provetes ocorreu por tracção das fibras na zona interior do forno, como se ilustra na Figura 14. Para temperaturas até 150 °C, ocorreu delaminação e rotura por tracção das fibras (sem qualquer sinal evidente de influência do amolecimento da resina e da sua decomposição). No entanto, o mesmo já não se verificou para temperaturas superiores a 200 °C, em que apesar da rotura ter sido condicionada pela resistência das fibras, se identificou um volume considerável de fibras partidas e soltas ainda antes do momento de rotura; neste caso, foi mais evidente que o amolecimento da matriz levou a que a distribuição de esforços entre as fibras fosse menos eficiente e uniforme. Este é, segundo os autores, um motivo que contribui para a diferente sensibilidade à temperatura elevada da rigidez e da resistência, como acima foi notado.



Figura 14: Modo característico de rotura de provetes solicitados à tracção [19].

Na Figura 13 à direita mostra-se que os resultados obtidos nas campanhas experimentais de Bai e Keller, Robert e Benmokrane e Correia *et al.* são consistentes entre si, revelando uma degradação progressiva da resistência à tracção com a temperatura, em especial no intervalo correspondente à temperatura de transição vítrea da matriz. Chame-se a atenção para o facto de os resultados obtidos por Bai e Keller, em especial para temperaturas superiores a 100 °C, apresentarem maiores desvios em relação aos demais autores; a razão para tal está relacionada com os problemas nas garras que foram anteriormente referidos e que levaram à ocorrência de falha prematura do material, pelo que para esta gama de temperaturas os resultados não serão representativos da resistência à tracção do material [9, 19, 20].

Relativamente ao comportamento mecânico à **compressão**, começar-se-á primeiramente por analisar os resultados obtidos na campanha experimental de Correia *et al.* [19], que vem no seguimento da avaliação da resistência à tracção descrita anteriormente. Para tal, os autores estudaram o comportamento de perfis pultrudidos de GFRP (T_g entre 100 e 152 °C) com secção em I ($120 \times 60 \times 6$ mm) e comprimento muito reduzido (50 mm), tendo sido obtidos os resultados que se ilustram na Figura 15.

Apesar de a resposta inicial em compressão não ter sido linear (visto que nessa fase ocorreram ajustes entre o perfil e o sistema de ensaio, nomeadamente nos apoios), o comportamento do material manifestou-se tendencialmente linear até à rotura, tendo-se verificado uma redução da rigidez (avaliada através do declive do troço linear das curvas força *vs.* deslocamento relativo entre as chapas de carregamento) para as temperaturas mais elevadas.

Tal como seria expectável, a resistência apresentou, de uma forma muito pronunciada, uma redução com a temperatura, que foi superior à exibida pela rigidez, como aliás se pode observar na Figura 15 (esq.). Para a temperatura máxima ensaiada de 250 °C, o valor normalizado da resistência foi de apenas 5% relativamente ao valor à temperatura ambiente. Mesmo para uma temperatura de 60 °C, a redução de resistência foi já da ordem dos 30% e tal como Correia *et al.* [19] mencionam, este valor de temperatura pode ser facilmente atingido em aplicações exteriores ou em estruturas de cobertura.

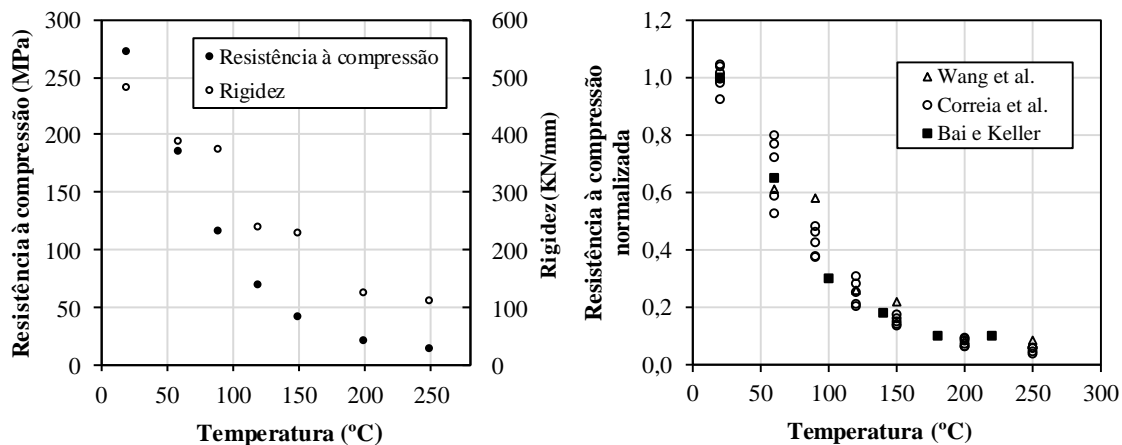


Figura 15: Resistência à compressão e rigidez em função da temperatura obtida por Correia *et al.* [19] (esq.); comparação da variação da resistência normalizada à compressão com a temperatura para os estudos de Wang *et al.* [21], Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19] (dir.) (adaptado de [19]).

Relativamente aos mecanismos de colapso evidenciados nos estudos de Correia *et al.* [19], ilustram-se na Figura 16 os dois modos de rotura característicos dos perfis I, sujeitos a compressão, para a temperatura ambiente e para temperatura elevada. Tal como a figura mostra, à temperatura ambiente, a rotura ocorreu por esmagamento e enrugamento do material, acompanhado de delaminação das camadas de reforço do mesmo. Todavia, para temperaturas elevadas, a rotura ocorreu tendencialmente de uma forma mais concentrada a meia altura do provete tendo sido despoletada pelo amolecimento da resina durante o processo de transição vítrea, o que consequentemente levou ao “desprendimento” das fibras e sua posterior encurvadura. Refira-se que embora a Figura 16 (b) seja relativa a um perfil ensaiado a 60 °C, ela é ilustrativa do modo de rotura observado para as demais temperaturas ensaiadas, nomeadamente 90, 120, 150, 200 e 250 °C.

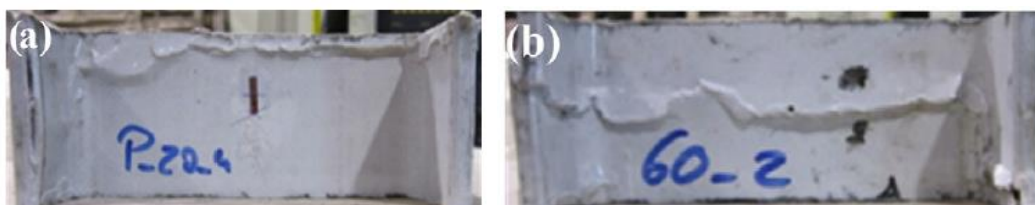


Figura 16: Modos de rotura característicos de provetes de secção I ensaiados à compressão e expostos às temperaturas de a) 20 °C; b) 60 °C [19].

Na Figura 15 à direita mostra-se uma análise comparativa de três campanhas experimentais distintas realizadas por Wang *et al.* [21], Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19], respeitantes ao comportamento em compressão de colunas curtas de GFRP, com diferentes secções pultrudidas: Wang *et al.* testaram secções tipo C ($T_g=120$ °C), Bai e Keller estudaram secções tubulares circulares e Correia *et al.* perfis tipo I, como mencionado acima. Como a figura ilustra, embora as secções possuíssem geometrias distintas, os resultados normalizados não diferiram muito uns dos outros, tendo as secções apresentado modos de rotura similares entre si, como reporta Correia *et al.* [9] e como se ilustra na Figura 17. No caso de Wang *et al.* e Bai e Keller, os valores normalizados de resistência à compressão foram de 8 e 10% respectivamente, para temperaturas de 250 e 220 °C, valores esses superiores àqueles obtidos por Correia *et al.* (5% para 250 °C). Note-se ainda que o facto de se tratarem de colunas curtas

não é indiferente na análise do comportamento em compressão visto que, por serem menos esbeltas, a possibilidade de ocorrência de fenómenos de instabilidade (estrutural) é menor [9, 19, 22].

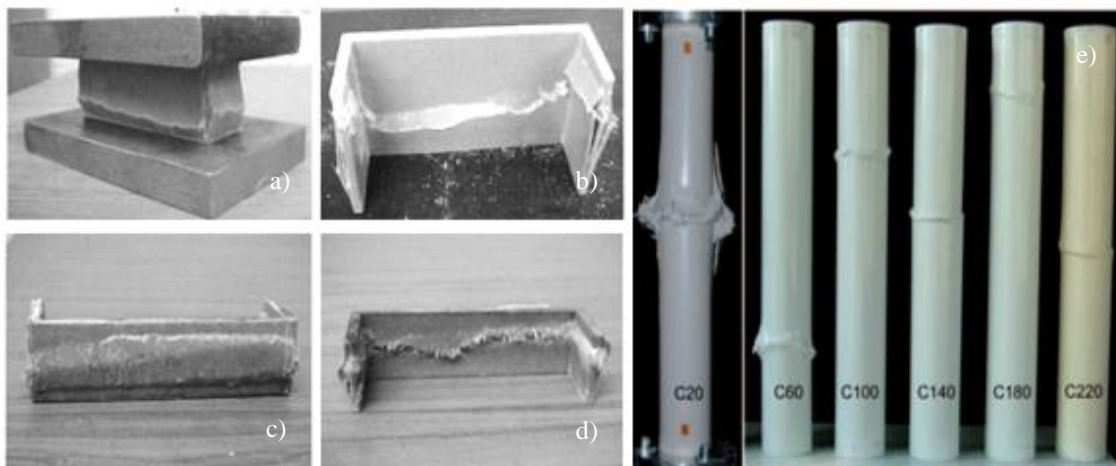


Figura 17: Modos de rotura característicos de provetes ensaiados à compressão por: a) e b) Wang et al. [21] a temperatura ambiente; c) e d) Wang et al. [21] a 250 °C; e) Bai e Keller a diferentes temperaturas [18] (adaptado de [22]).

2.4.4. Resistência ao corte e módulo de distorção

Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19] realizaram, para além dos ensaios de tracção e compressão referidos na secção anterior, **ensaios de corte** a temperatura elevada. Os esquemas de ensaio consistiram na aplicação de um esforço de tracção desalinhado em 10° em relação à direcção de pultrusão, de forma a induzir uma sollicitação de corte. No caso de Bai e Keller [18], foram utilizados laminados pultrudidos de vidro-poliéster de dimensões 350 × 30 × 10 mm (conteúdo em fibras de 69%), ensaiados entre 20 e 220 °C. Para a temperatura máxima, o material apresentou uma resistência ao corte normalizada de 13% do valor registado à temperatura ambiente. Relativamente aos ensaios de Correia *et al.* [19], cujos resultados são apresentados na Figura 18 (esq.), foram ensaiados provetes rectangulares (dimensões 800 × 20 × 10 mm) provenientes de placas pultrudidas de GFRP também num esquema a 10°. À semelhança dos outros autores, foi observada uma redução significativa da resistência ao corte do material com a temperatura, particularmente pronunciada na gama de temperaturas que

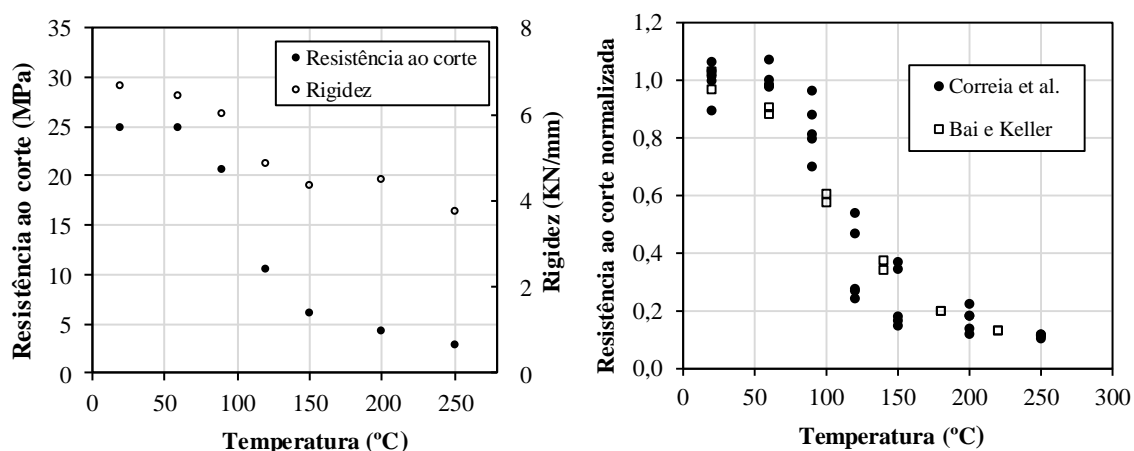


Figura 18: Resistência ao corte e rigidez em função da temperatura obtida por Correia et al. [19] (esq.); comparação da variação da resistência normalizada ao corte com a temperatura para os estudos de Bai e Keller [18] e Correia et al. [19] (dir.) adaptado de [19].

compreende o processo de transição vítrea (90-150 °C). Para 250 °C, o valor da resistência ao corte diminuiu drasticamente para 11% do valor obtido a temperatura ambiente.

O modo de rotura observado nos provetes ensaiados, ilustrado na Figura 19, caracterizou-se não pela quebra das fibras longitudinais (como se registou para os ensaios de tracção), mas pela rotura da matriz e das mantas superficiais, tal como já havia acontecido nos ensaios de Bai e Keller [18], apresentando-se as superfícies de rotura orientadas a aproximadamente 10° em relação à direcção de pultrusão.



Figura 19: Modo característico de rotura de provetes solicitados ao corte [19].

A compilação dos resultados obtidos permitiu constatar que o material apresentou sempre, independentemente da temperatura de aquecimento, uma resposta praticamente linear até à rotura (o que terá resultado da configuração de ensaio, com um contributo considerável das fibras axiais), tendo a rigidez para temperaturas reduzidas (20-90 °C) sofrido uma ténue diminuição, redução essa que aumentou significativamente até o material atingir 150 °C. Para temperaturas superiores a 150 °C, a rigidez manteve-se praticamente estável até à temperatura máxima ensaiada. Para 250 °C, o valor da rigidez foi cerca de 56% inferior ao registado para a temperatura ambiente.

Correia *et al.* [19] chamam a atenção para o facto da redução da rigidez ser consideravelmente inferior à da resistência. O motivo para tal resultado prende-se com o facto de, por um lado, grande parte do desenvolvimento longitudinal do provete se encontrar termicamente isolado, contribuindo assim menos para a redução geral da rigidez. Por outro lado, o esquema de ensaio foi “adaptado” de forma a simular uma solicitação de corte, tendo na realidade sido aplicado um esforço de tracção a 10° com a direcção da pultrusão. Segundo Correia *et al.* [19], tal implica que “(...) uma parte considerável da solicitação se dá em tracção e, para este tipo de carregamento, as fibras de vidro retêm uma fracção considerável da rigidez à temperatura ambiente” ([19], 2012, p. 309). Ainda relativamente à Figura 18, pode observar-se no gráfico da direita que os resultados obtidos na campanha experimental de Correia *et al.* estão em conformidade com os de Bai e Keller, não havendo diferenças relativas significativas a reportar [9, 19, 23].

No caso do comportamento em corte, para além da resistência e da rigidez, existe ainda um outro parâmetro relevante de analisar: o **módulo de distorção** (G). O procedimento adoptado por Correia *et al.* [19] para avaliar o respectivo parâmetro consistiu em determinar o declive das curvas de tensão tangencial-distorção (medida com rosetas de extensómetros) para as temperaturas de 20, 60, 90 e 120 °C.

A variação do módulo de distorção com a temperatura obtida encontra-se representada na Figura 20. A referida figura exhibe uma redução abrupta do módulo de distorção para uma gama de temperaturas relativamente reduzida (note-se que para 60 °C, o módulo de distorção é cerca de 60% do valor a temperatura ambiente). Já para a gama de temperaturas para a qual ocorre a transição vítrea, a redução do módulo de distorção é menos pronunciada, tendo-se registado módulos de distorção normalizados de 55 e 47% para as temperaturas de 60 e 120 °C, respectivamente.

Tal como os autores afirmam, os resultados obtidos foram inesperados tendo em conta que (i) o intervalo de temperaturas para o qual se deu a maior degradação do módulo de distorção se situa abaixo da temperatura de amolecimento da resina e que (ii) a referida degradação não parece ser consistente com o padrão exibido pela variação da resistência ao corte (ver Figura 18 esq.), uma propriedade também dependente da matriz polimérica [23]. As razões encontradas por Correia *et al.* [19] para o sucedido dizem respeito à falta de fiabilidade que os extensómetros apresentam quando utilizados em laminados pultrudidos de GFRP para temperaturas superiores a 90 °C, o que poderá ter a ver com diversas razões, entre as quais as seguintes: o descolamento ou o amolecimento do adesivo utilizado para colar os extensómetros (apesar de ter sido utilizado um adesivo específico para temperaturas elevadas), a ocorrência de delaminação das camadas mais superficiais onde os extensómetros são colados ou um problema eléctrico na instrumentação causado pela temperatura elevada.

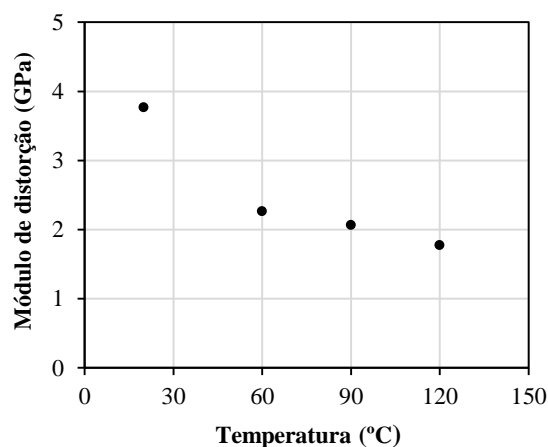


Figura 20: Variação do módulo de distorção (G) com a temperatura (adaptado de [23]).

2.4.5. Análise comparativa do comportamento em tracção, compressão e corte

Embora a gama de temperaturas testada até ao momento se encontre limitada superiormente a 250-300 °C, os resultados obtidos nas campanhas experimentais dos autores descritos nas secções anteriores permitem tirar algumas conclusões acerca da maior ou menor sensibilidade à temperatura elevada de determinadas propriedades dos materiais GFRP. A Figura 21 apresenta as variações nas propriedades mecânicas de compósitos pultrudidos de GFRP obtidas por autores distintos relativamente à resistência à tracção, compressão e corte, sendo ainda possível observar uma curva relativa ao módulo de armazenamento (representado pela designação anglo-saxónica *storage modulus*) obtido através de uma análise DMA.

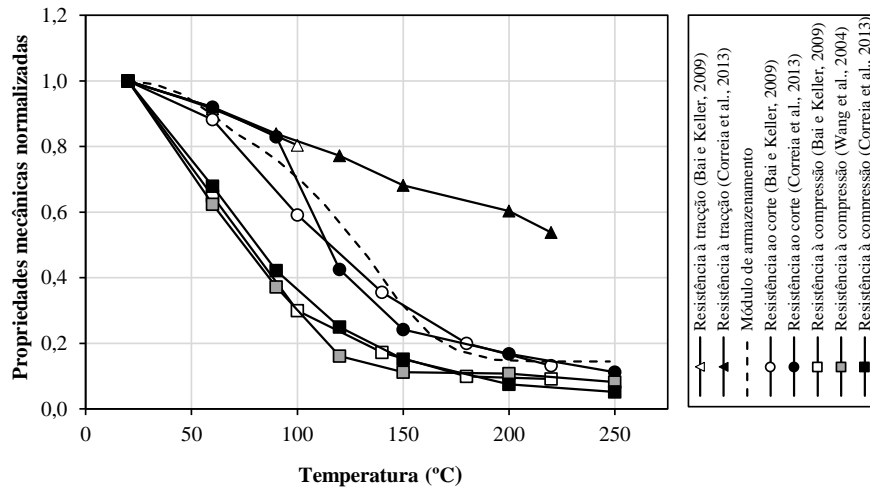


Figura 21: Variações das resistências a diferentes solicitações mecânicas e do módulo de armazenamento (DMA) de compósitos pultrudidos de GFRP em função da temperatura (valores normalizados relativamente à temperatura de 20 °C) (adaptado de [9]).

A observação das curvas normalizadas permite concluir que a degradação da resistência à tracção (solicitada segundo a direcção longitudinal das fibras) com a temperatura é francamente inferior do que a que se verifica para a compressão e para o corte. Tal pode ser explicado pelo facto de tal propriedade ser menos dominada pela matriz e mais pelas fibras, menos sensíveis à temperatura elevada, tal como reportam Correia *et al.* [9] e Campbell [11]. Os mesmos autores referem que a resistência à compressão e ao corte se manifestam particularmente vulneráveis a temperaturas elevadas, a primeira mais do que a segunda, nomeadamente na gama de temperaturas que compreende o processo de transição vítrea. Tal relaciona-se com o facto das referidas resistências serem, ao contrário da resistência à tracção, efectivamente dependentes da matriz que, como referido, amolece para temperaturas relativamente reduzidas [9, 19]. Como Robert e Benmokrane [17] salientam, uma vez que no ensaio de tracção a força é aplicada no material segundo a direcção longitudinal das fibras, a resistência à tracção é menos susceptível aos fenómenos de degradação térmica da matriz polimérica, sendo condicionada pela efectiva capacidade resistente das fibras. Porém, as resistências à compressão e ao corte estão relacionadas com a interface fibra-matriz, que é severamente degradada quando a temperatura de decomposição da matriz é excedida. Note-se ainda que, tal como Correia *et al.* [9] referem, a curva que exprime a evolução da resistência ao corte com a temperatura possui um traçado em tudo similar à do módulo de armazenamento.

2.4.6. Modelos de degradação da resistência

À semelhança do módulo de elasticidade, também para as resistências dos materiais GFRP a temperatura elevada têm vindo a ser desenvolvidos modelos baseados em funções matemáticas. Referem-se as formulações empíricas de Gibson *et al.* [24], Mahieux *et al.* [25], Wang *et al.* [26] e Correia *et al.* [19] (baseado na distribuição de Gompertz [5]), que envolvem procedimentos de ajuste de curvas aos resultados experimentais, e ainda a formulação de Bai e Keller [27], um modelo semi-empírico.

No modelo de Gibson *et al.* [24], a variação de uma propriedade mecânica genérica P com a temperatura T pode ser descrita pela seguinte equação,

$$P(T) = P_u - \frac{P_u - P_r}{2} \times (1 + \tanh [k'(T - T_{g,mech})]) \quad (3)$$

em que P_u é o valor da propriedade à temperatura ambiente e P_r é o valor da propriedade após a transição vítrea (mas antes da decomposição); k' e $T_{g,mech}$ correspondem aos parâmetros obtidos pelo ajuste aos dados experimentais, sendo que o último não é necessariamente igual à temperatura de transição vítrea T_g (obtida, por exemplo, por ensaios de DMA).

De acordo com Mahieux *et al.* [25], a resistência pode ser descrita em função da temperatura através da seguinte expressão (baseada na distribuição de Weibull),

$$P(T) = P_r + (P_u - P_r) \times \exp[-(T/T_0)^m] \quad (4)$$

na qual T_0 é a temperatura de relaxação e m é o expoente de Weibull; ambos os parâmetros são ajustados numericamente aos resultados experimentais.

Wang *et al.* [26] propuseram um modelo que foi inicialmente desenvolvido para modelar o comportamento de materiais metálicos a temperatura elevada, mas que os autores demonstraram ser adequado para descrever o comportamento em tracção de laminados pultrudidos de CFRP. Neste modelo, descrito pela seguinte expressão,

$$P(T) = P_u \times \left[A - \frac{(T - B)^n}{C} \right] \quad (5)$$

os coeficientes A , B , C e n , ajustados aos valores experimentais, são passíveis de serem estimados para diferentes gamas de temperaturas.

Segundo Correia *et al.* [9], a abordagem de modelação racional desenvolvida por Bai *et al.* [15] para o módulo de elasticidade é extensível à modelação da degradação da resistência a temperatura elevada de materiais GFRP dado que, segundo os autores, a resistência durante o processo de transição vítrea deriva, tal como o módulo de elasticidade, da contribuição do estado do material antes e depois da transição vítrea. Tal abordagem veio a ser desenvolvida e demonstrada no modelo semi-empírico de Bai e Keller [27], que apresenta a seguinte formulação matemática,

$$P(T) = P_g \times [1 - \alpha_g(T)] + P_l \times \alpha_g(T) \times [1 - \alpha_d(T)] + P_d \times \alpha_g(T) \times \alpha_d(T) \quad (6)$$

em que P_g , P_d e P_l são as propriedades mecânicas (resistência ou módulo) do material respectivamente no estado vítreo, decomposto e num estado intermédio aos dois anteriores (estado “leathery”). Estes valores podem, segundo Correia *et al.* [19], ser determinados levando a cabo campanhas experimentais a determinados níveis de temperatura para os quais o material está claramente num dos referidos estados. Os parâmetros α_g e α_d (variáveis entre 0 e 1) correspondem aos graus de transição vítrea e de decomposição, passíveis de serem determinados através de análises DMA e TGA³, respectivamente. O que este modelo tem de particular e que o distingue dos anteriormente descritos diz respeito ao facto de as propriedades mecânicas do material GFRP poderem ser determinadas, segundo Correia *et al.* [19] “(...) adoptando uma função de distribuição apropriada que pesa as contribuições da resposta do material nos três “estados” diferentes” ([19], 2012, p. 311).

Correia *et al.* [19] propuseram um modelo alternativo baseado na distribuição estatística de Gompertz, com a seguinte expressão,

³ Dado que a decomposição do material se traduz na variação da sua massa, os ensaios de TGA (*Thermogravimetric analysis*) são utilizados para determinar a temperatura de decomposição (T_d) de um material polimérico através da contabilização da variação de massa do material em função da temperatura [15].

$$P(T) = (1 - e^{Be^{CxT}}) \times (P_u - P_r) + P_r \quad (7)$$

na qual B e C são parâmetros de forma e escala, respectivamente, ajustados aos dados experimentais. Como forma de validar o modelo apresentado, os autores procederam à sua aplicação ao conjunto de dados experimentais obtidos nos ensaios de tracção, corte e compressão por eles apresentados em Correia *et al.* [19]. Tal como a Figura 22 e a Figura 23 ilustram, os autores aplicaram também os métodos de Gibson *et al.* [24], Mahieux *et al.* [25], Wang *et al.* [26] e Bai e Keller [27] aos mesmos dados experimentais como forma de comparar as diferentes abordagens de modelação acima descritas [19].

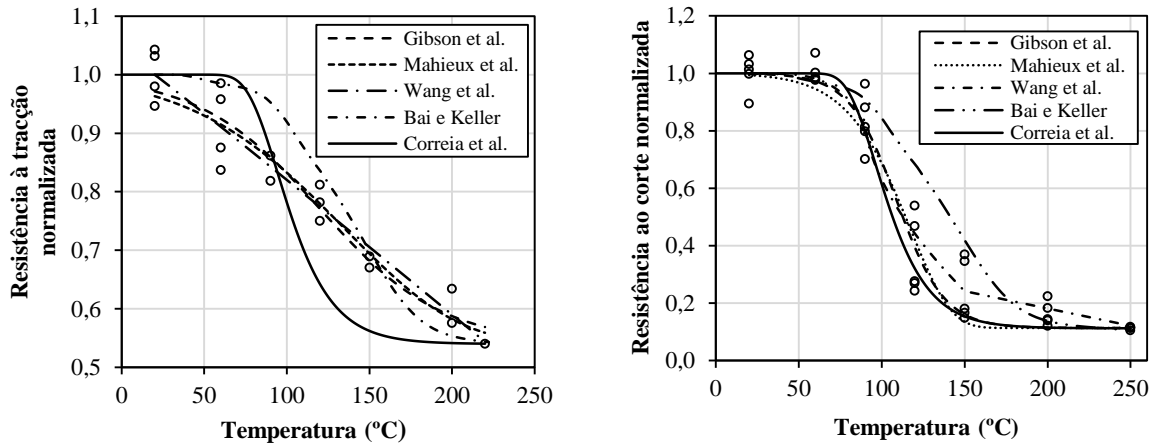


Figura 22: Comparação dos modelos de Mahieux *et al.* [25], Gibson *et al.* [24], Wang *et al.* [26], Bai e Keller [27] e Correia *et al.* [19] para a resistência normalizada à tracção (esq.) e ao corte (dir.) em função da temperatura (adaptado de [19]).

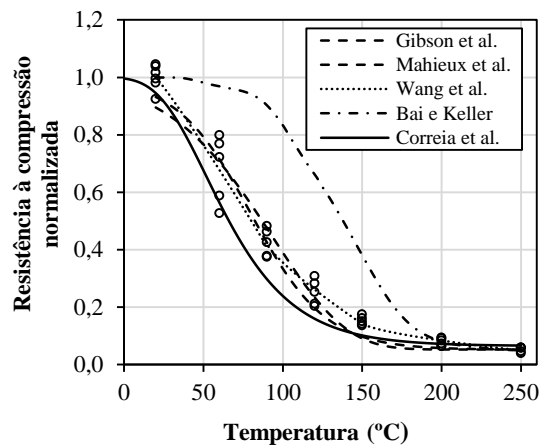


Figura 23: Comparação dos modelos de Mahieux *et al.* [25], Gibson *et al.* [24], Wang *et al.* [26], Bai e Keller [27] e Correia *et al.* [19] para a resistência normalizada à compressão em função da temperatura (adaptado de [19]).

Os resultados das figuras mostram que todos os modelos analisados permitiram a obtenção de estimativas razoáveis das resistências à tracção, ao corte e à compressão para os dados experimentais considerados, sendo que, comparativamente aos modelos empíricos analisados, o modelo proposto por Correia *et al.* [19] foi o que permitiu obter melhores aproximações globais. Para além disso, a distribuição estatística de Gompertz (na qual o modelo de Correia *et al.* é baseado) mostrou-se a mais fiável na modelação do comportamento em compressão e corte. Ainda assim, como a Figura 22 (à esquerda) mostra, a redução pronunciada de resistência que o modelo apresenta não permitiu modelar com tanta precisão o comportamento do material em tracção [9, 19].

2.5. Necessidades de investigação

Tendo em conta a revisão da literatura apresentada nas secções anteriores, pode concluir-se que existem actualmente inúmeros pontos de incerteza relativamente à influência da temperatura elevada no comportamento mecânico dos materiais compósitos reforçados com fibras. Os trabalhos de investigação realizados até então têm evidenciado que propriedades mecânicas como a resistência, o módulo de elasticidade e o módulo de distorção são seriamente degradadas quando o material se encontra exposto a gamas de temperatura elevadas, sendo que temperaturas na vizinhança da temperatura de transição vítrea têm um papel dominante na alteração de algumas das referidas propriedades. No entanto, no âmbito da presente dissertação, podem ser identificados os seguintes problemas/incertezas relativamente ao estudo do comportamento dos materiais FRP a temperatura elevada:

- i. Insuficiência/inexistência de dados experimentais relativos ao comportamento mecânico dos materiais GFRP na proximidade, durante e após a fase de decomposição da matriz polimérica, ou seja, para temperaturas superiores a 200 °C, nomeadamente quando submetidos a solicitações de tracção, compressão e corte, de curta ou longa duração (fluência);
- ii. Insuficiência de dados experimentais relativos ao módulo de elasticidade em tracção e em compressão de materiais GFRP expostos a temperatura elevada, em particular na gama de temperaturas próximas da temperatura de transição vítrea;
- iii. Insuficiência de dados experimentais (e incerteza sobre os disponíveis) relativos ao comportamento mecânico em corte de materiais GFRP expostos a temperatura elevada, em particular na gama de temperaturas próximas da temperatura de transição vítrea, sobretudo no que se refere ao módulo de distorção;
- iv. Necessidade de validar os modelos de degradação existentes ou de desenvolver novos modelos para as propriedades elásticas referidas nos pontos anteriores, em função da temperatura elevada, nomeadamente o módulo de elasticidade, em tracção e em compressão, e o módulo de distorção.

A campanha experimental desenvolvida no âmbito da presente dissertação pretende dar resposta a parte das necessidades acima identificadas, nomeadamente no que se refere a (i) comportamento em corte na vizinhança da transição vítrea da matriz, (ii) variação do módulo de distorção com a temperatura, (iii) comportamento em compressão de colunas curtas durante e após a transição vítrea e (iv) variação do módulo de elasticidade em compressão com a temperatura.

3. Programa experimental

3.1. Introdução

No presente capítulo apresentam-se, em primeiro lugar, os objectivos da campanha experimental realizada, assim como do programa que esteve na sua base. Seguidamente, descrevem-se os materiais utilizados e apresenta-se uma descrição detalhada das duas séries de ensaios realizadas – corte e compressão - nomeadamente no que diz respeito aos objectivos de cada ensaio e ao procedimento experimental adoptado.

Começar-se-á pelos ensaios de corte a temperatura elevada realizados em provetes provenientes de chapas pultrudidas de GFRP (secção 3.4), seguindo-se a descrição dos ensaios de compressão em colunas curtas de GFRP com secção em I, também a temperatura elevada (secção 3.5).

3.2. Objectivos da campanha experimental

Tal como explicitado na secção 2.5, embora inúmeros trabalhos de investigação se tenham já focado no estudo do comportamento mecânico dos materiais FRP, quer à temperatura ambiente, quer a temperatura elevada, existem ainda algumas lacunas na caracterização deste material em função da temperatura.

Como referido por Correia *et al.* [9], um dos principais entraves à utilização de perfis pultrudidos de GFRP no sector da construção é a sensibilidade que as propriedades mecânicas dos mesmos apresentam quando expostos a temperaturas elevadas. Deste modo, para que a sua utilização como elemento estrutural seja aceite, sem reservas, e em detrimento de outros materiais tradicionais, é muito importante que o seu comportamento seja estudado de forma mais aprofundada, em particular para uma gama de temperaturas passíveis de serem atingidas, quer em condições de serviço, quer em contexto de incêndio.

Na campanha experimental que serviu de base à presente dissertação, pretendeu-se avaliar o comportamento mecânico ao corte de provetes rectangulares provenientes de chapas pultrudidas de GFRP, assim como o comportamento em compressão de colunas curtas com secção I, ambos expostos a gamas de temperatura compreendidas entre a temperatura ambiente e 180 °C. Nestes ensaios foi estudada a degradação com a temperatura da resistência e das propriedades elásticas, no caso dos ensaios de corte, do módulo de distorção e, nos ensaios de compressão, do módulo de elasticidade. Para as duas séries de ensaios foi avaliada a resposta mecânica do material em função da temperatura, bem como os modos de rotura característicos.

Todos os ensaios foram realizados no Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais (LERM) do Instituto Superior Técnico (IST).

3.3. Materiais

Os materiais ensaiados na campanha experimental consistiram em perfis pultrudidos de GFRP, fornecidos pela empresa *Fiberline DK.*, com duas secções transversais distintas: secção rectangular e secção em I.

Os perfis são constituídos por camadas alternadas de fibras contínuas de vidro do tipo E, dispostas segundo a direcção longitudinal e agrupadas em mechas de filamentos, que, por sua vez, se encontram envolvidas em mantas de reforço de fibras dispostas aleatoriamente. As fibras de vidro encontram-se embebidas numa matriz de resina de poliéster, cuja temperatura de transição vítrea de referência T_g , determinada com base no início do decaimento da curva do módulo de armazenamento é 100 °C ($T_{g,onset}$), e determinada com base no pico das curvas do módulo de perda e do factor de perda é 136 °C e 152 °C, respectivamente. Estes valores foram obtidos por análises DMA

realizadas por Morgado *et al.* [28], a uma taxa de aquecimento de 2 °C/min, e cujas curvas relativas ao módulo de armazenamento, módulo de perda e factor de perda em função de perda se encontram ilustradas na Figura A.1 (Anexo A).

Nos ensaios de corte foi utilizada uma chapa rectangular de dimensões 850 × 150 mm com 10 mm de espessura e conteúdo em matéria inorgânica de cerca de 70% em massa, determinado em ensaios de queima reportados em [20]. Os provetes ensaiados foram produzidos pelo corte da referida chapa e em concordância com as especificações da norma ASTM referida na secção 3.4.1.

Nos ensaios de compressão, por sua vez, foi utilizado um perfil IPE120, com 120 mm de altura, 60 mm de largura (dos banzos) e 8 mm de espessura de parede (da alma e dos banzos). O perfil foi disponibilizado num comprimento total de 6 metros, possuindo um conteúdo de matéria inorgânica de 69% em massa [22]. Para efeitos de ensaio, foram produzidos provetes por corte longitudinal do perfil original, constituindo assim colunas curtas de secção I com 120 mm de altura.

3.4. Ensaios de corte a temperatura elevada

3.4.1. Objectivos e programa experimental

A presente campanha experimental teve como objectivo o estudo do comportamento mecânico em corte a temperatura elevada de provetes rectangulares provenientes de chapas pultrudidas de GFRP. Para o efeito, procedeu-se à sua caracterização em termos de resistência, rigidez e módulo de distorção às seguintes temperaturas: 16 °C (temperatura ambiente), 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C. Este intervalo de temperaturas abrange a temperatura para a qual ocorre a transição vítrea do material (conforme referido, a T_g estará entre os 100 e os 152 °C [28]).

Os provetes foram aquecidos até cada uma das referidas temperaturas, sendo em seguida submetidos a um ensaio de corte com base na metodologia reportada na norma ASTM D 5379/D 5379M – 05 – *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method* [29].

A campanha experimental incluiu cinco séries experimentais a diferentes temperaturas, tendo sido realizados, para cada temperatura, pelo menos três ensaios válidos. Os provetes foram designados segundo a nomenclatura *S-T-N*, em que *S* diz respeito ao tipo de ensaio realizado (corte - *shear*), *T* diz respeito à temperatura objectivo de aquecimento do provete e *N* ao número de identificação do provete para uma dada série de temperaturas. A título de exemplo, um provete com identificação *S-140°C-1* designará o provete número 1 do ensaio de corte realizado a 140 °C.

3.4.2. Características dos elementos ensaiados

Os provetes ensaiados, com as dimensões especificadas na Tabela 2, foram obtidos pelo corte da chapa rectangular mencionada na secção 3.3. A aplicação do procedimento de ensaio da norma ASTM [29] requereu a preparação de provetes rectangulares, cortados com a sua maior dimensão alinhada segundo a direcção de pultrusão da chapa e com entalhes a 45° na zona central, como se ilustra esquematicamente na Figura 24.

Tabela 2: Dimensões dos provetes de corte relativas ao esquema da Figura 24.

Dimensões dos provetes de corte (mm)				
$d_1 = 20,0$	$d_2 = 4,0$	$L = 75,0$	$r = 1,3$	$w = 12,0$

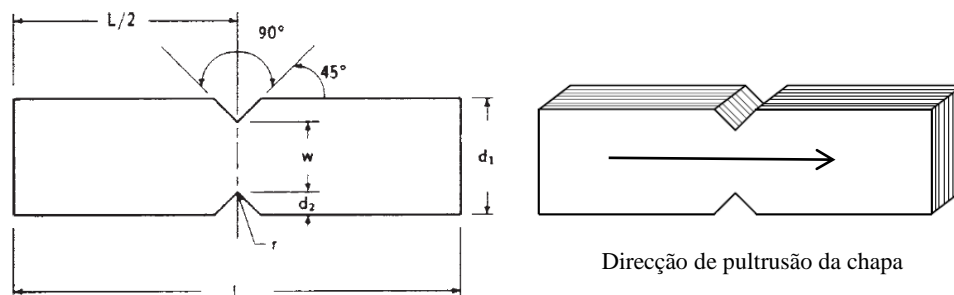


Figura 24: Esquemas da forma e dimensões dos provetes de corte (adaptado de [29]).

3.4.3. Esquema de ensaio e instrumentação

O método de ensaio adoptado teve como base o esquema de ensaio denominado por *V-Notched Beam Test*. Segundo a norma ASTM D 5379/D 5379M – 05 – *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method* [29], o método foi especialmente concebido para a determinação das propriedades de corte de materiais compósitos reforçados com fibras.

Ilustra-se na Figura 25 o acessório de ensaio sugerido pela norma, especialmente concebido para efeitos de aplicação do referido método de ensaio. O acessório assemelha-se a uma caixa metálica de dimensões exteriores 120 × 120 mm onde é colocado o provete com dimensões normalizadas (previamente estabelecidas na secção 3.4.2). O dispositivo é suspenso dentro da câmara térmica através de duas hastes metálicas, com extremidade em forma de rosca, permitindo assim a fixação das mesmas a furos existentes na placa de base e no adaptador da máquina de teste.

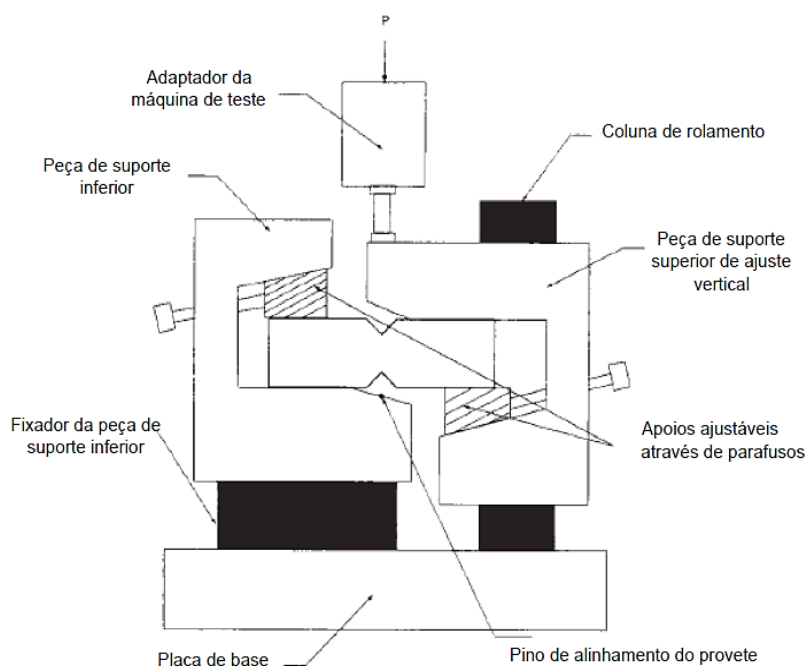


Figura 25: Acessório de ensaio para V-Notched Beam Test (adaptado de [29]).

Para o aquecimento dos provetes, foi utilizada uma câmara térmica da marca *Tinius Olsen* de dimensões interiores 605 × 250 × 250 mm. A câmara possui duas aberturas circulares nos topos, com 50 mm de diâmetro, pelas quais é feita a passagem das hastes metálicas que conectam o acessório ilustrado na Figura 25 à máquina universal de ensaio, como se mostra na Figura 26. O espaço em redor das hastes metálicas, junto aos topos da câmara, foi

preenchido com lã cerâmica para evitar a saída de calor para o exterior e manter condições uniformes de temperatura no interior da câmara. Na Figura 27 a) mostra-se um pormenor do dispositivo de ensaio, instalado no interior da câmara, e na Figura 27 b) a referida câmara utilizada para aquecimento dos provetes. Note-se que a face frontal da câmara é parcialmente envidraçada, o que possibilita a utilização de videoextensometria para medição dos deslocamentos e deformações registados nos provetes durante o ensaio.

A medição das temperaturas dos provetes durante o aquecimento foi feita recorrendo a um termopar de fio tipo K (diâmetro do condutor de 0,25 mm) introduzido no interior de cada provete, num furo realizado para o efeito na sua secção transversal. Refira-se que numa fase inicial da campanha experimental foi avaliada a influência do referido furo no comportamento mecânico do material. Os testes preliminares mostraram que a existência do furo não tem repercussões no desempenho mecânico dos provetes; ainda assim, teve-se o cuidado de afastar a extremidade do furo da secção central do provete onde a rotura era esperada – o furo foi executado a uma profundidade de 17,5 mm (segundo a direcção longitudinal do provete), assegurando uma distância de 20 mm do centro do provete.

Como se mostra na Figura 27 a), foi colocado um termopar de fio adicional junto ao termopar da própria câmara. Esta opção teve como objectivo validar as leituras de temperatura efectuadas no ar, dado que o termopar de fio e o termopar da câmara térmica possuem características diferentes (diâmetro e natureza do material, por exemplo). Os ensaios foram realizados recorrendo a uma máquina universal de ensaios *Instron*, apresentada na Figura 26, com capacidade de carga de 250 kN, tendo sido medida a força aplicada pela máquina e o deslocamento relativo entre os seus cabeçotes.

Como acima referido, a medição das deformações foi feita recorrendo a um videoextensómetro, ilustrado na Figura 27 b), sendo o sistema constituído pelos seguintes elementos: uma câmara de vídeo de alta definição da marca *Sony* (modelo *XCG-5005E*, com objectiva *Fujinon – Fujifilm HF50SA-1*), que faz a captura de imagem; um tripé, onde é instalada a câmara e que permite mantê-la numa posição fixa durante todo o ensaio, assegurando a perpendicularidade da mesma em relação à face do provete; um *software* informático (*LabView*) que faz a interface entre o utilizador, a câmara e o controlador da máquina universal *Instron* e permite efectuar o registo da carga aplicada e dos deslocamentos.

Sendo a medição das deformações feita através de uma técnica de imagem, foi necessário proceder à marcação de oito pontos de leitura, nos provetes, detectáveis pela câmara de vídeo. O número e a disposição dos pontos adoptados (Figura 28) tiveram como objectivo garantir redundância nas leituras, visto que eventuais alterações das condições de iluminação durante o ensaio de carga poderiam comprometer a qualidade das leituras e, conseqüentemente, dos resultados obtidos. Na realidade, seria apenas necessário monitorizar a variação das coordenadas de quatro pontos para estimar o módulo de distorção do material.

A utilização da técnica de videoextensometria permite o registo, para cada instante, das coordenadas (abscissa e ordenada) dos pontos de leitura. A partir destas leituras é possível estimar o deslocamento relativo sofrido em cada alinhamento de pontos através da diferença da distância entre cada par de pontos, registada num dado instante temporal, e a distância inicial entre estes. Conhecido o deslocamento em cada instante, associado a um determinado valor de carga, é possível estimar a deformação respectiva.

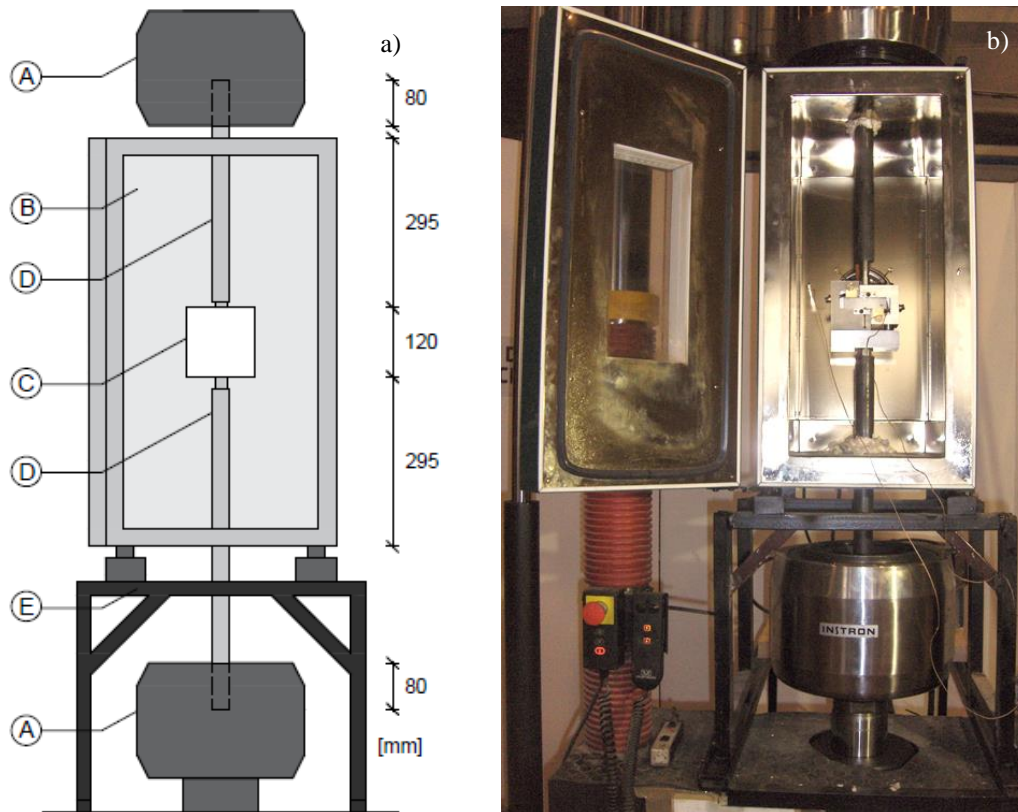


Figura 26: a) Esquema de ensaio para ensaios de corte - A) garra da máquina de teste; B) câmara térmica; C) acessório de ensaio; D) haste metálica; E) estrutura metálica de suporte para suspensão da câmara térmica; b) vista geral do esquema de ensaio e instrumentação.

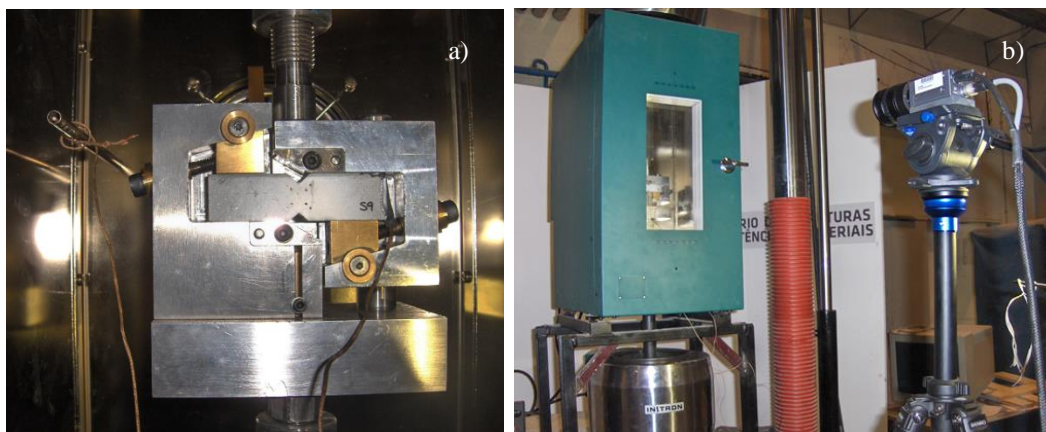


Figura 27: Pormenores do esquema de ensaio: a) interior da câmara térmica; b) videoextensómetro.

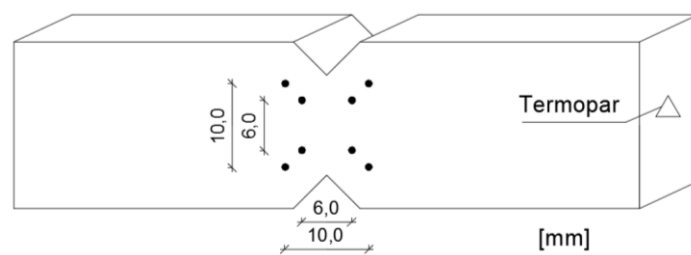


Figura 28: Esquema de leituras em provetes de corte

O cálculo da distorção foi realizado em concordância com a metodologia explicitada na norma ASTM [29]. Para o efeito, a norma refere que para um determinado valor de força aplicada, a distorção γ (em unidades *microstrain* - $\mu\epsilon$) é dada por,

$$\gamma = |\epsilon_{+45}| + |\epsilon_{-45}| \quad (8)$$

onde ϵ_{+45} e ϵ_{-45} é a deformação considerada segundo duas direcções orientadas a 45° e ortogonais entre si.

A tensão de corte máxima corresponde ao valor máximo de força aplicada por unidade de área de secção transversal (central) do provete.

Para efeito de cálculo do módulo de distorção, tomou-se o declive do troço do diagrama tensão de corte-distorção compreendido entre 25% e 50% da tensão de corte máxima. Refira-se, todavia, que, segundo a norma ASTM [29], o intervalo de distorção a considerar para cálculo do módulo de distorção deveria estar compreendido entre 1500 e 5500 $\mu\epsilon$ ou 2500 e 6500 $\mu\epsilon$; no entanto, estes intervalos revelaram-se desadequados para estimar o valor de G , dados os valores de distorção registados pelos provetes na presente campanha experimental, pelo que se adoptou o critério mencionado em primeiro lugar.

Também numa fase inicial da campanha experimental, e para a temperatura ambiente, foi comparada a precisão da medição das deformações feita através de dois métodos distintos: videoextensómetro e extensómetros eléctricos convencionais, encontrando-se as curvas tensão de corte-distorção resultantes da aplicação dos dois métodos na Figura A.2 (Anexo A). Embora só tenha sido possível obter leituras válidas do extensómetro eléctrico até cerca de 38% da tensão máxima resistente, as curvas mostram que os resultados obtidos por ambos os métodos não apresentaram diferenças significativas, pelo que a utilização do videoextensómetro foi preferida em detrimento da utilização de extensómetros.

Na Figura 29 pode observar-se o esquema geral de ensaio adoptado para os ensaios de corte, nomeadamente a instrumentação e os equipamentos utilizados para aquecimento dos provetes e registo de deformações, assim como os periféricos que fazem a interface com o utilizador. Dado que as condições de iluminação no LERM não eram as ideais, foi necessário adoptar cuidados adicionais para garantir a qualidade das leituras efectuadas com o videoextensómetro. Para tal, recorreu-se a um holofote para melhorar as condições de iluminação no interior da câmara térmica e a um painel externo, colocado como se mostra na figura, para minimizar o efeito do reflexo da luz, passível de causar perturbações nas leituras do videoextensómetro.



Figura 29: Vista geral do esquema de ensaio e instrumentação utilizada nos ensaios de corte.

3.4.4. Procedimento experimental

Primeiramente, foi feita a preparação dos provetes de acordo com a geometria descrita na secção 3.4.2. Para o efeito, foi efectuado o corte da chapa rectangular pultrudida de GFRP em elementos rectangulares de $75 \times 20 \times 10$ mm, através da serra de disco ilustrada na Figura 30. Foram igualmente marcados e cortados entalhes a 45° de acordo com as especificações da Tabela 2. Dada a reduzida dimensão das reentrâncias, recorreu-se a uma esmeriladora (Figura 31) para esculpir os referidos entalhes.

Em seguida, foi utilizada uma broca para abrir numa das faces da secção transversal do provete um furo circular de 2,5 mm de diâmetro e 17,5 mm de profundidade, como se mostra na Figura 32, e onde posteriormente foi introduzido um termopar.



Figura 30: Serra de disco.



Figura 31: Esmeriladora.



Figura 32: Pormenor do furo na secção transversal do provete.

A face frontal dos provetes foi pintada de branco com recurso a tinta plástica (em spray) e, sobre esta, foram marcados os pontos de leitura, esquematizados na Figura 28, com caneta de tinta permanente de cor negra. A equidistância entre pontos foi garantida através da utilização de uma guia impressa em 3D que minimizou possíveis erros na marcação dos referidos pontos, assegurando assim maior qualidade na calibração dos pontos no *software* utilizado conjuntamente com o videoextensómetro.

Para a medição das temperaturas no provete, o termopar foi introduzido no furo realizado para o efeito e a secção lateral do provete respectiva foi tapada com fita adesiva isoladora para impedir fenómenos de transmissão de calor por convecção no interior do furo.

Terminada a preparação dos provetes, procedeu-se à montagem do acessório de ensaio (descrito na secção 3.4.3) dentro da câmara térmica e o provete foi colocado no local designado para o efeito e de acordo com as indicações da norma [29]. Foi igualmente instalado um termopar adicional junto ao termopar próprio da câmara, e que se

ilustrou anteriormente na Figura 27 a). Os termopares foram conectados a um *data logger* da marca *HBM* (modelo *MX 1609*) através do qual foi feito o registo das temperaturas num computador.

O procedimento de ensaio de corte pode ser dividido em duas fases distintas. Numa primeira fase, após a montagem do esquema de ensaio, foi feito o aquecimento do provete até à temperatura objectivo. A segunda fase, que decorreu à temperatura objectivo (constante), correspondeu à imposição de um deslocamento no acessório de ensaio que induziu um esforço de corte no provete.

Assim, relativamente à primeira fase, foi estabelecida uma temperatura pré-definida na câmara de 10 °C acima da temperatura objectivo, de modo a acelerar o período de aquecimento, que se realizou a uma taxa média de 14 °C/min (temperatura do ar), procedendo-se à diminuição da temperatura do controlador da câmara para a temperatura alvo quando o provete estivesse a 1 °C da temperatura pretendida. Foi tido o cuidado de deixar a temperatura do provete estabilizar na temperatura objectivo durante alguns minutos até não se registarem variações significativas no seu valor.

Refira-se que entre ensaios de provetes consecutivos se procedeu ao arrefecimento, até à temperatura ambiente, quer do dispositivo de ensaio (Figura 25), quer da câmara, tendo os elementos para o efeito sido deixados a arrefecer expostos ao ar exterior. Tal procedimento foi adoptado para garantir que o aquecimento do provete seguinte não era influenciado pela temperatura, mais elevada, do dispositivo de ensaio e, portanto, que o aquecimento de todos os provetes se dava em condições semelhantes. Relembre-se que o dispositivo de ensaio é metálico e, por isso, sendo um bom condutor de calor, induz um aquecimento diferenciado nas faces do provete que estão em contacto directo com o metal.

Enquanto se desenvolvia a primeira fase do ensaio, foi possível preparar o esquema de leituras de deslocamentos, nomeadamente a montagem da câmara do videoextensómetro e dos elementos adicionais referentes à iluminação (como mencionado na secção 3.4.3 e ilustrado na Figura 29).

Encontrando-se o provete à temperatura objectivo, deu-se início à segunda fase do ensaio. Mantendo-se a câmara (e o provete) a uma temperatura constante, foi aplicada a solicitação mecânica, equivalente a um esforço de compressão, levando o provete até à rotura. Desta forma, e devido à configuração do dispositivo de ensaio, é simulado um esforço de corte no provete. O ensaio foi realizado em controlo de deslocamentos, a uma velocidade de 0,3 mm/min.

Refira-se, contudo, que a velocidade sugerida na norma [29] é 2 mm/min, devendo o tempo até à rotura encontrar-se entre 1 e 10 minutos. A adopção de uma velocidade diferente justifica-se pelo facto de testes preliminares realizados à temperatura ambiente a uma velocidade de 1 mm/min terem evidenciado roturas muito rápidas, com durações de ensaio inferiores a 1 minuto, o que, com o efeito da temperatura na degradação da resistência do material, em particular para temperaturas muito elevadas, resultaria em tempos de ensaio pouco razoáveis tendo em conta as indicações da referida norma ASTM.

3.5. Ensaios de compressão a temperatura elevada

3.5.1. Objectivos e programa experimental

O objectivo dos ensaios descritos na presente secção consistiu em avaliar o comportamento mecânico em compressão a temperatura elevada de colunas curtas pultrudidas de GFRP com secção em I. O procedimento experimental seguido no decurso da campanha experimental teve como alvo a caracterização da resistência, rigidez, módulo de elasticidade e modos de rotura das referidas colunas curtas, sujeitas a uma gama de temperaturas

compreendida entre a temperatura ambiente e 180 °C: 26 °C, 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C. Note-se que, à semelhança dos ensaios de corte a temperatura elevada (secção 3.4), também nos ensaios de compressão descritos na presente secção foi abrangido o intervalo de temperaturas no qual ocorre a transição vítrea do material (entre 100 e 152 °C, [28]).

Cada coluna curta, previamente aquecida até uma determinada temperatura objectivo, foi submetida a um esforço de compressão com o fim de caracterizar o seu comportamento mecânico às temperaturas referidas.

Para cada série de temperaturas, foram ensaiados no mínimo três provetes cuja designação foi definida como *C-T-N*, em que *C* diz respeito ao tipo de ensaio realizado (compressão), *T* diz respeito à temperatura objectivo de aquecimento do provete e *N* ao número de identificação do provete para uma dada série de temperaturas. A título de exemplo, um provete com a identificação *C-140°C-1* designará o provete número 1 do ensaio de compressão a 140 °C.

3.5.2. Características dos elementos ensaiados

Foram ensaiados provetes com 120 mm de comprimento, obtidos por serragem do perfil especificado na secção 3.3, constituindo assim colunas curtas de secção transversal em I com dimensões 120 × 60 × 8 mm (altura × largura × espessura).

Dada a necessidade de medição de deslocamentos através do videoextensómetro, foi feita a marcação de pontos de leitura na alma do perfil, segundo o esquema representado na Figura 33.

Refira-se que a escolha do videoextensómetro para a medição dos deslocamentos apresenta vantagens significativas face à utilização de deflectómetros, porque permite a contabilização efectiva dos deslocamentos/deformações reais da coluna, evitando assim erros de leitura associados ao esmagamento localizado do provete nos pontos de contacto com os blocos de aço ranhurados onde é feita a fixação do perfil (referidos adiante na secção 3.5.3 e ilustrados na Figura 34) e onde o êmbolo dos deflectómetros contactaria.

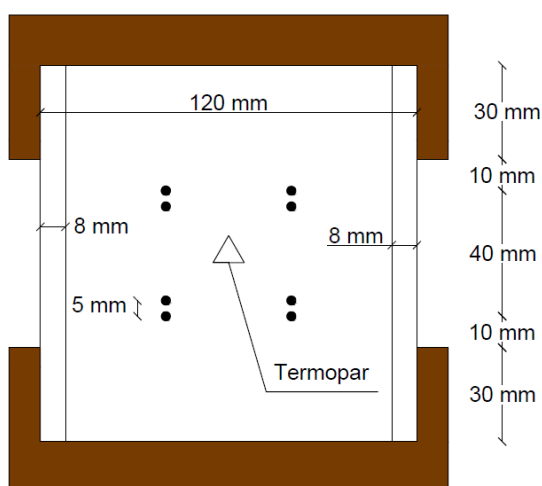


Figura 33: Esquema de leituras em colunas curtas.



Figura 34: Bloco ranhurado em aço.

3.5.3. Esquema de ensaio e instrumentação

O esquema de ensaio adoptado nos ensaios de compressão é ilustrado na Figura 35. O esquema é composto por uma câmara térmica (a mesma utilizada nos ensaios de corte) suspensa sobre uma prensa *Inerpar 3000* com capacidade de carga de 3000 kN.

Cada provete foi instalado no interior da câmara em dois blocos ranhurados de aço de 50 mm de altura (Figura 34); os blocos possuem uma ranhura de 30 mm de altura, com a geometria do perfil, que confina o provete e o mantém numa posição horizontal fixa durante o decorrer do ensaio. Como se mostra na Figura 36 a), cada um dos blocos encontra-se fixo a um veio metálico em aço com 45 mm de diâmetro através de cabeçotes, também em aço, com 100 mm de diâmetro, existentes em ambas as extremidades do veio. O cabeçote existente no topo do veio superior foi posicionado sob uma célula de carga *Novatech-800-14329* (capacidade de carga de 800 kN), enquanto que o cabeçote existente na base do veio inferior estabeleceu a ligação do conjunto à estrutura de reacção da máquina de ensaio.

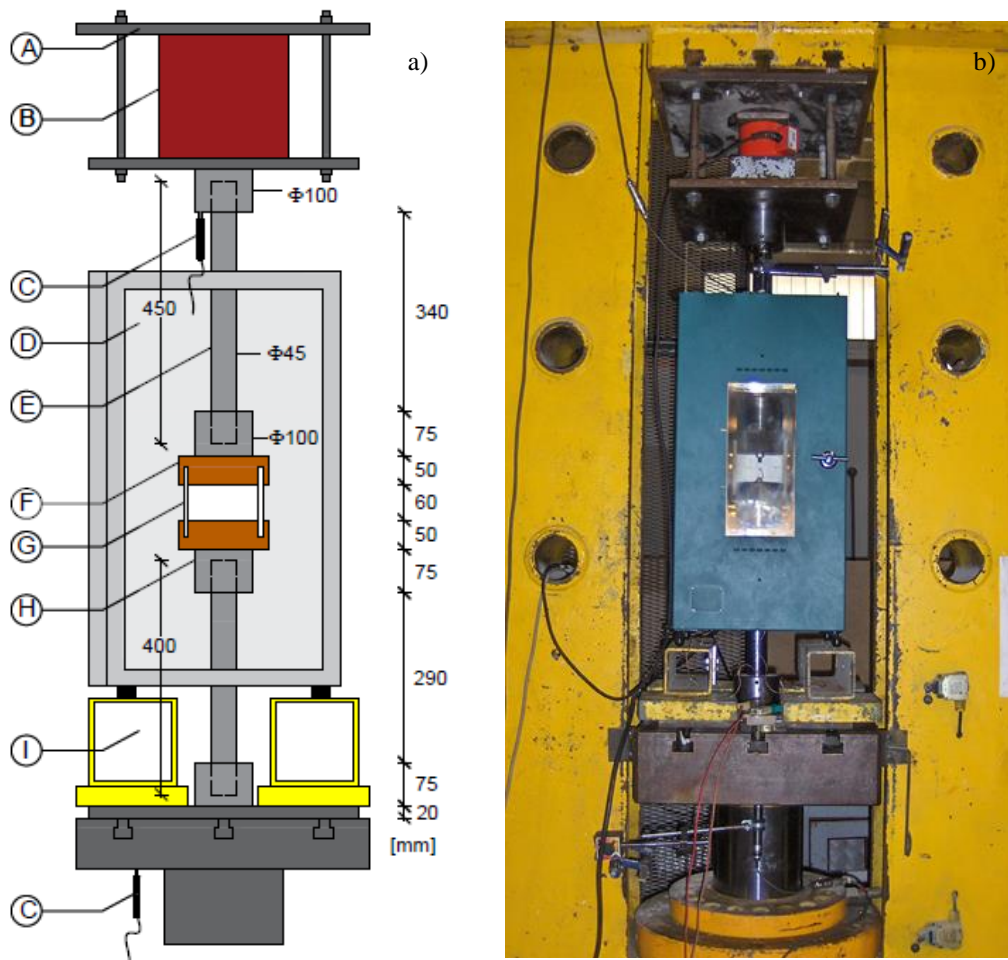


Figura 35: a) Esquema de ensaio para ensaios de compressão: A) estrutura metálica de suporte da célula de carga; B) célula de carga; C) deflectómetro; D) câmara térmica; E) veio de aço; F) bloco ranhurado de aço; G) provete; H) cabeçote de aço; I) perfil metálico para suspensão da câmara térmica; b) vista geral do esquema de ensaio e instrumentação.

A aplicação da carga foi feita através da prensa referida e controlada a partir da unidade de pressão *Walter+Bai* ilustrada na Figura 36 b). Os deslocamentos relativos entre os pratos da prensa foram medidos através de dois

deflectómetros da marca *TML* instalados como se representa no esquema da Figura 36; os deflectómetros superior (Figura 36 c) e inferior (Figura 36 d)) possuem cursos de 10 mm e 25 mm respectivamente.

À semelhança do que já havia sido efectuado nos ensaios de corte, também nos ensaios de compressão foram utilizados dois termopares: um para a medição da temperatura do provete e outro para controlo da temperatura no interior da câmara. Recorreu-se igualmente à técnica de videoextensometria para registo dos deslocamentos e deformações sofridos pelo provete durante a fase de carregamento, nomeadamente nos pontos ilustrados na Figura 33.



Figura 36: Pormenores do esquema de ensaio de compressão: a) suporte do provete no interior da câmara; b) unidade de pressão; c) deflectómetro superior; d) deflectómetro inferior.

3.5.4. Preparação dos provetes e procedimento experimental

O primeiro passo da presente série experimental envolveu a preparação dos provetes. Para o efeito, foi feita a serragem do perfil descrito na secção 3.5.2 (secção IPE120), com um comprimento original de 6 m, em colunas curtas de 120 mm de comprimento, tendo para o efeito sido utilizados os equipamentos ilustrados na Figura 37, nomeadamente uma serra de fita (para o corte) e uma fresa (para alisar as superfícies cortadas). A medição das temperaturas dos provetes foi feita recorrendo a termopares tipo K, iguais aos utilizados nos ensaios de corte.



Figura 37: Equipamentos utilizados para corte e preparação dos provetes para ensaios de compressão: a) serra de fita; b) fresa.

Para garantir o registo da temperatura no interior do provete, foi realizado um furo no centro da alma do provete, com cerca de 2,5 mm de diâmetro e profundidade correspondente a metade da espessura da alma, ou seja, 4 mm. A fixação do termopar no interior do furo, realizado com uma broca tal como se ilustra na Figura 38, foi feita através de uma resina de poliéster de dois componentes. O aspecto do provete após a instalação do termopar é ilustrado na Figura 39.

Posteriormente ao corte dos provetes, procedeu-se à marcação dos pontos de leitura com caneta permanente negra e de acordo com o esquema de leituras apresentado previamente na Figura 33.



Figura 38: Furação do centro da alma.

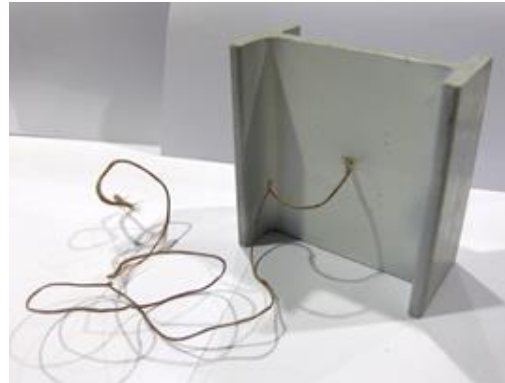


Figura 39: Aspecto do provete após instalação do termopar.

Terminada a preparação dos provetes, procedeu-se à montagem do esquema de ensaio descrito na secção 3.5.3, incluindo a conexão dos dois termopares mencionados na referida secção a um *data logger HBM*, modelo *MX 1609*. Os deflectómetros, por sua vez, foram conectados a um *data logger HBM MX 840*.

Com excepção dos ensaios a temperatura ambiente, para os demais ensaios foi deixada uma folga entre o provete e os blocos ranhurados de aço com o objectivo de minimizar o desenvolvimento de tensões no material durante a fase de aquecimento, dado que, em especial para as temperaturas mais elevadas, se regista uma dilatação não desprezável dos materiais.

A metodologia de ensaio compreendeu duas fases distintas. Na primeira fase, procedeu-se ao aquecimento do provete, que decorreu a uma taxa de aproximadamente 17 °C/min (temperatura do ar). Tal como nos ensaios de corte e pelas razões já apontadas, na fase de aquecimento, foi estabelecida uma temperatura no controlador da câmara 10 °C acima da temperatura de teste. À semelhança do que já havia sido referido na secção 3.4.4 para o ensaio de corte, ensaios em provetes consecutivos foram precedidos pelo arrefecimento da câmara e dos blocos ranhurados até à temperatura ambiente.

Após a montagem do tripé e da câmara do videoextensómetro e encontrando-se o provete à temperatura desejada, pôde dar-se início à segunda fase do ensaio, mantendo-se a câmara e o provete a temperatura constante. O ensaio foi realizado com controlo de carga e a uma velocidade aproximada de 140-160 kN/min, tendo sido aplicado um esforço de compressão até à rotura do provete.

Durante ambas as fases de ensaio, foi efectuado o registo da temperatura, da carga aplicada, dos deslocamentos dos pratos da prensa (de ambos os deflectómetros) e da posição dos pontos na superfície dos provetes. Refira-se, por último, que o valor do deslocamento a utilizar para efeitos de análise de dados corresponderá à diferença relativa entre os deslocamentos registados pelos deflectómetros superior e inferior.

3.6. Considerações finais

No presente capítulo, foi descrita a campanha experimental desenvolvida no âmbito da presente dissertação para caracterizar o comportamento mecânico em corte e compressão de perfis pultrudidos de GFRP. Foram descritos os materiais utilizados, o esquema de ensaio e instrumentação adotados e o procedimento experimental seguido nas duas séries de ensaios a temperatura elevada: os ensaios de corte e os ensaios de compressão, em ambos os casos realizados entre a temperatura ambiente e 180 °C.

4. Resultados e discussão

4.1. Introdução

No presente capítulo apresentam-se e analisam-se os resultados obtidos na campanha experimental. Na secção 4.2, relativa aos ensaios de corte a temperatura elevada, apresentam-se os resultados de caracterização do comportamento mecânico do material em termos de rigidez global, resistência, módulo de distorção e modos de rotura para as várias temperaturas de aquecimento.

Na subsecção seguinte (secção 4.3) apresentam-se os resultados dos ensaios de compressão realizados em colunas curtas, analisando-se, para isso, o efeito da temperatura na rigidez global, resistência, módulo de elasticidade e modos de rotura.

Para ambas as séries experimentais procede-se a uma análise crítica dos resultados obtidos e uma comparação destes com resultados de campanhas experimentais realizadas por outros autores. Por fim, mostram-se os resultados da aplicação de modelos empíricos e de um modelo semi-empírico para previsão dos parâmetros de leis de degradação da resistência ao corte, módulo de distorção e resistência à compressão de materiais GFRP a temperatura elevada.

4.2. Ensaios de corte a temperatura elevada

4.2.1. Curvas de aquecimento

A metodologia de aquecimento adoptada, previamente descrita na secção 3.4.4, consistiu no estabelecimento de uma temperatura na câmara térmica 10 °C acima da temperatura objectivo, sendo reposta para a temperatura objectivo quando o provete se encontrasse a 1 °C da referida temperatura alvo. Tal procedimento pode ser constatado no gráfico da Figura 40, que mostra, a título de exemplo, o andamento das curvas de aquecimento, quer do ar no interior da câmara térmica, quer do provete, para uma temperatura de teste de 60 °C.

Como seria de esperar, dada a natureza do material compósito, o aquecimento do provete é significativamente mais lento do que o do ar da câmara térmica. Para além disso, enquanto que a temperatura da câmara aumenta linearmente com o tempo (até atingir a temperatura para a qual a mesma foi programada), o mesmo não se verifica para o provete, que regista uma taxa de aquecimento maior nos primeiros minutos de aquecimento em comparação com o período que antecede o instante em que a temperatura objectivo é atingida.

Embora idealmente os provetes devessem ser submetidos a uma mesma taxa de aquecimento, independentemente da temperatura pretendida, as características da câmara utilizada não permitiam proceder a essa definição. No entanto, os registos de temperatura obtidos através das leituras de temperatura efectuadas pelos dois termopares instalados permitiu caracterizar o aquecimento efectivo da câmara e dos provetes. As taxas de aquecimento estimadas para o conjunto de temperaturas ensaiadas encontram-se listadas na Tabela 3, que indica, para cada temperatura objectivo, o valor médio da taxa registada em cada provete; as curvas de aquecimento registadas para cada provete e os valores das taxas de aquecimento respectivas, quer para a câmara, quer para os provetes, encontram-se presentes na Figura A.3 e na Tabela A.1 (Anexo A), respectivamente. Pode verificar-se que, embora não coincidentes, as taxas de aquecimento foram muito semelhantes para as diferentes temperaturas de ensaio.

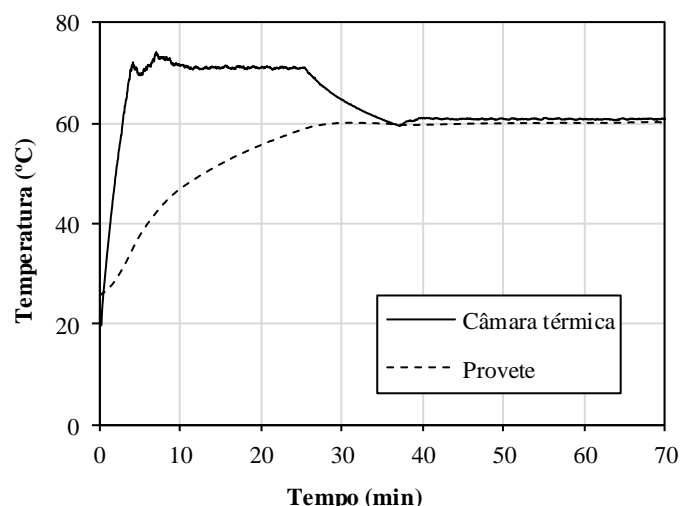


Figura 40: Curvas de aquecimento da câmara térmica e do provete, registadas para uma temperatura de teste de 60 °C num ensaio de corte.

Tabela 3: Taxas médias de aquecimento do ar da câmara e dos provetes nos ensaios de corte.

Temperatura objectivo	Taxa média de aquecimento (°C/min)	
	Câmara	Provete ⁴
60 °C	13,1	3,0
100 °C	12,2	3,5
140 °C	15,4	4,0
180 °C	13,1	4,0

4.2.2. Curvas carga-deslocamento e rigidez global

Apresentam-se da Figura 41 à Figura 45 as curvas carga-deslocamento (entre as garras da máquina universal) para as seguintes temperaturas de ensaio: temperatura ambiente (16 °C), 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C. Note-se que estas curvas têm escalas diferentes no eixo vertical e que não se encontram representadas até ao colapso (as leituras foram interrompidas alguns minutos após se atingir a carga máxima). Por este motivo, não poderão ser utilizadas para avaliar a capacidade máxima de deformação do material. Na Tabela A.2 (Anexo A) podem ser consultados os valores obtidos nos ensaios de corte, para todos os provetes ensaiados, em termos de rigidez e força máxima aplicada, assim como de resistência ao corte e módulo de distorção.

Para todas as temperaturas, as curvas carga-deslocamento representadas nas figuras acima referidas, caracterizam-se por um troço inicial aproximadamente linear, cuja inclinação (correspondente à rigidez global do provete e do sistema de ensaio) vai reduzindo progressivamente antes de ser atingida a carga máxima. Verifica-se que a rigidez global vai reduzindo continuamente para temperaturas de aquecimento crescentes; esta conclusão pode ser comprovada na Figura 46, onde se apresenta, para cada temperatura de ensaio, a curva carga-deslocamento representativa do comportamento dos provetes dessa série (correspondente a uma curva intermédia para cada temperatura). A figura mostra igualmente que, não só a rigidez global sofre uma degradação

⁴ A taxa de aquecimento do provete foi estimada para a fase inicial de aquecimento.

com a temperatura, como também a resistência da secção apresenta uma redução significativa para gamas elevadas de temperatura. Tal será, no entanto, discutido em mais em pormenor nas secções seguintes.

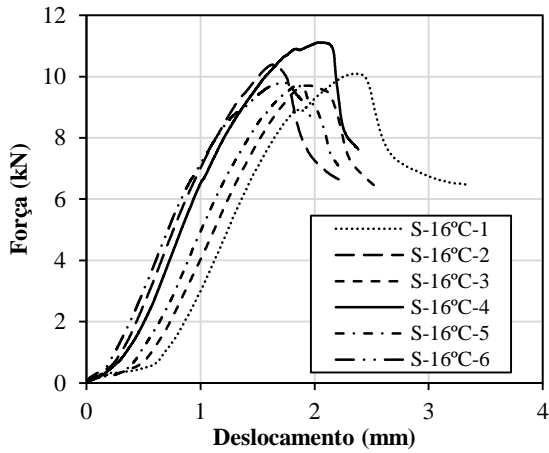


Figura 41: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.

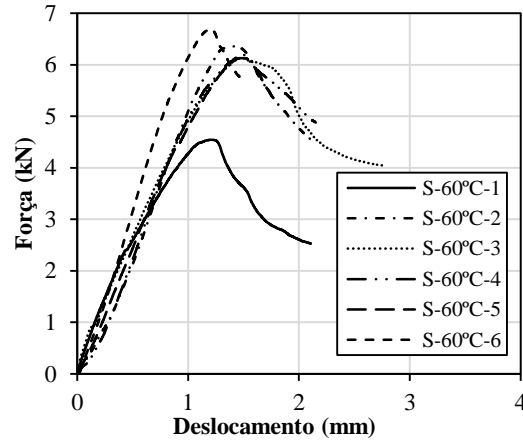


Figura 42: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 60 °C.

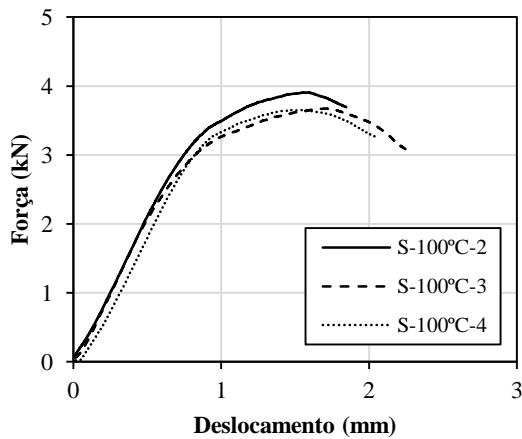


Figura 43: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 100 °C.

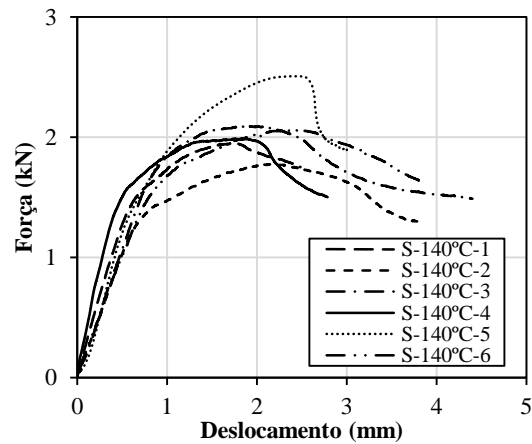


Figura 44: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 140 °C.

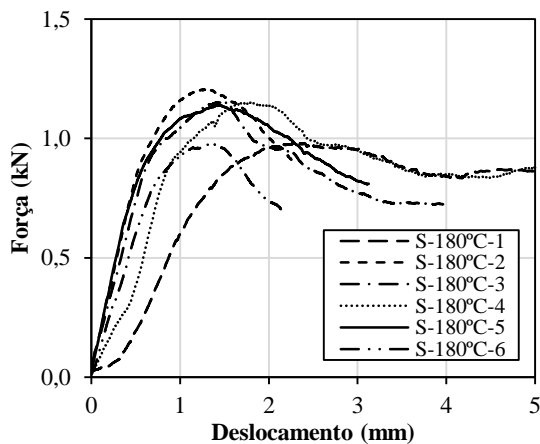


Figura 45: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 180 °C.

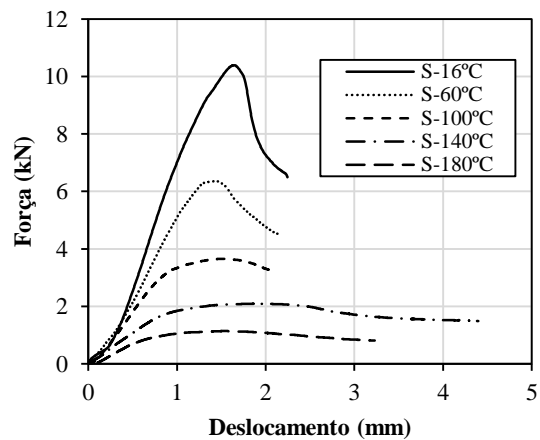


Figura 46: Curvas carga-deslocamento representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.

Note-se que as curvas da Figura 46 exibem um comportamento diferenciado, logo após ser atingida a carga máxima, em função da temperatura de aquecimento do provete. Para provetes ensaiados a temperaturas inferiores a 100 °C, a carga decresce abruptamente após ser atingida a força máxima; contudo, para temperaturas superiores a 100 °C, em particular acima da temperatura de transição vítrea (140 °C), o instante em que se atinge a carga máxima é seguido por uma redução pouco expressiva da força, que parece mesmo tender para a estabilização. Este efeito poderá ser explicado pelas seguintes razões: (i) com a aproximação à temperatura de transição vítrea e, em particular, acima desta, o material apresentar maior viscosidade e, por conseguinte, apresentar maior capacidade de deformação (note-se que para as temperaturas mais elevadas, o material apresenta maiores deslocamentos na rotura); (ii) os deslocamentos medidos incluem uma parcela relativa ao esmagamento (discutido adiante na secção 4.2.5), que ocorreu sobretudo a 140 °C e 180 °C.

Refira-se, contudo, que os deslocamentos máximos medidos nos provetes ensaiados a 140 °C e 180 °C são, aparentemente, superiores aos medidos a 16 °C, 60 °C e 100 °C; tal advém do facto de para as duas temperaturas de ensaio mais altas se ter prolongado o ensaio de carga durante mais tempo após a rotura.

Apresenta-se na Figura 47 a evolução da rigidez global com a temperatura, estimada pelo declive do troço linear das curvas carga-deslocamento, encontrando-se na Tabela A. 3 (Anexo A) os valores obtidos em termos de rigidez global média, desvio-padrão e variação da rigidez global face ao valor obtido à temperatura ambiente. Observe-se na Figura 48 que a rigidez global sofre uma redução acentuada com a temperatura, apresentando a 100 °C uma redução da ordem de 50% por comparação com o valor obtido a temperatura ambiente. Para a máxima temperatura testada (180 °C), o valor de rigidez normalizado foi somente 15% da rigidez à temperatura ambiente, o que demonstra a susceptibilidade desta propriedade a temperaturas elevadas. Tal como reportado nos estudos mencionados na secção 2.4.4, a redução significativa que ocorre na rigidez deve-se ao amolecimento da matriz polimérica, consequente do processo de transição vítrea que se desencadeia, no presente caso, na proximidade da temperatura T_g (100-152 °C). Note-se, contudo, que a rigidez global está intimamente dependente da geometria dos materiais ensaiados e das próprias características do esquema de ensaio, motivo pelo qual não constitui uma propriedade intrínseca do material.

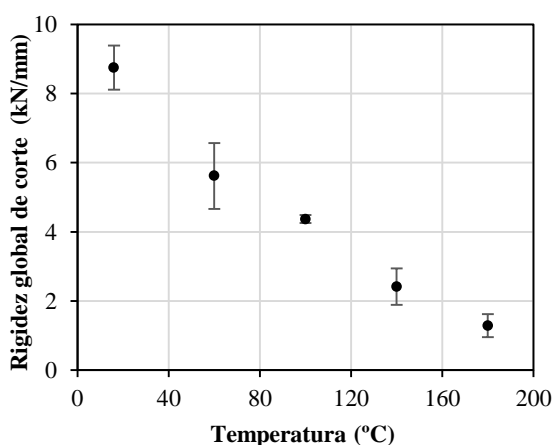


Figura 47: Rigidez global de corte em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

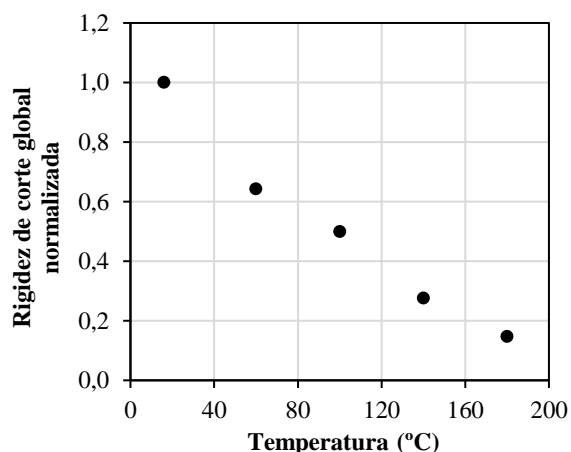


Figura 48: Rigidez global de corte normalizada média em função da temperatura.

4.2.3. Curvas tensão de corte-distorção e módulo de distorção

Da Figura 49 à Figura 53 representam-se as curvas tensão de corte-distorção para as várias temperaturas de aquecimento (sem correspondência com as curvas carga-deslocamento da secção anterior).

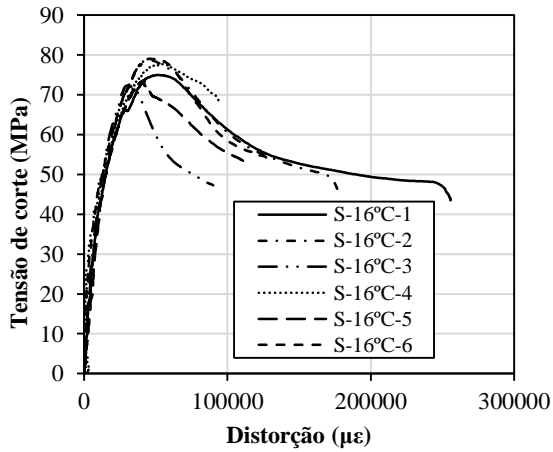


Figura 49: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.

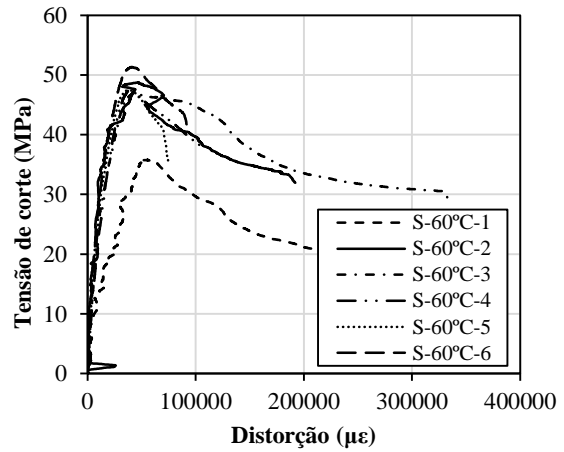


Figura 50: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 60 °C.

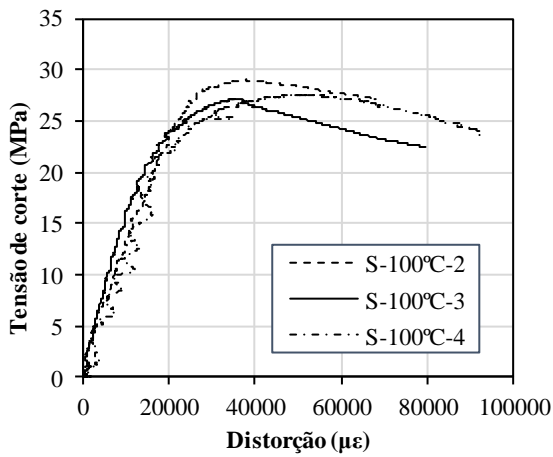


Figura 51: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 100 °C.

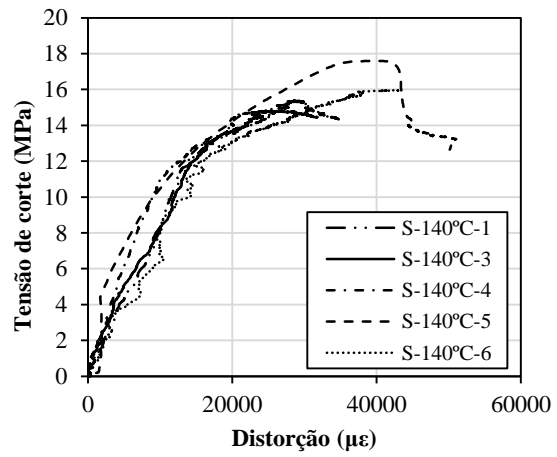


Figura 52: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 140 °C.

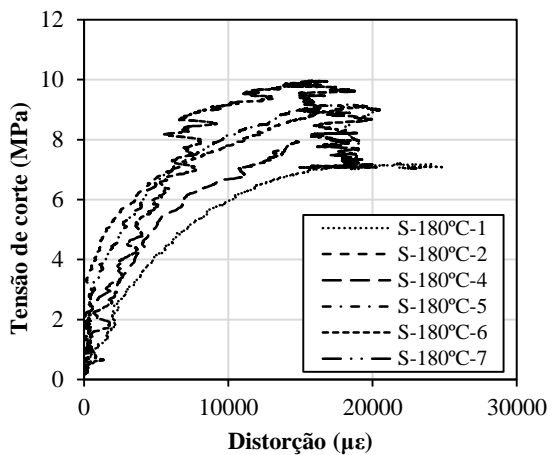


Figura 53: Curvas tensão de corte-distorção de provetes ensaiados ao corte à temperatura de 180 °C.

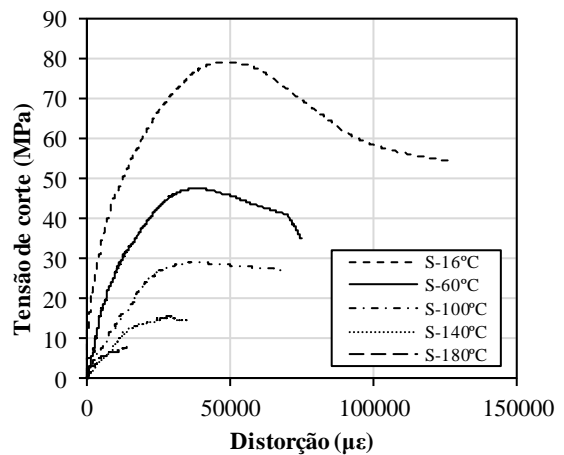


Figura 54: Curvas tensão de corte-distorção representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.

À semelhança das curvas carga-deslocamento, também as curvas tensão de corte-distorção acima apresentadas não se encontram representadas até ao colapso do provete. A distorção máxima apresentada corresponderá assim ao instante de paragem das leituras, não podendo ser tecidas considerações sobre a capacidade máxima de distorção do material.

Até 100 °C observa-se um comportamento aproximadamente linear até se atingir a tensão de corte máxima. No entanto, para temperaturas superiores, a relação constitutiva apresenta um comportamento marcadamente não linear, como evidencia o traçado irregular das curvas representadas na Figura 52 e na Figura 53 (obtidas para ensaios a 140 °C e 180 °C respectivamente). A má definição de algumas curvas poderá ser explicada, por um lado, pelo facto de para as temperaturas mencionadas, em particular para 180 °C, se ter verificado a ocorrência de empolamentos das camadas superficiais do material. Dado que as deformações são obtidas indirectamente através de uma técnica de imagem, quaisquer perturbações à superfície do material “induzem em erro” as leituras das coordenadas de pontos efectuadas pelo videoextensómetro e, como tal, conduzem a curvas com pior definição. Por outro lado, poderá estar em causa a existência de ruído nas leituras, cuja origem está na deficiente visibilidade oferecida pelo vidro da câmara para o interior da mesma. Considere-se também o facto de se ter registado a acumulação de bolhas na caixa-de-ar existente entre os panos envidraçados da câmara, proveniente de condensações de vapor de água, evidentes, sobretudo, nos ensaios realizados a temperaturas mais elevadas.

Na Figura 54 apresentam-se as curvas tensão de corte-distorção, representativas de cada uma das temperaturas de aquecimento, sendo claro o efeito que a temperatura tem na degradação não só da resistência ao corte como também do módulo de distorção, traduzido pela inclinação do troço inicial dos diagramas tensão-distorção. Note-se também que os valores de distorção, ao contrário dos deslocamentos (secção 4.2.2), não são afectados pela ocorrência de esmagamento (descrito adiante na secção 4.2.5). Isto poderá justificar o facto de as distorções máximas diminuírem com a temperatura, relembrando-se, contudo, que as curvas se encontram representadas até um instante após ter sido atingida a carga máxima, mas antes do colapso do provete.

Na Figura 55 e na Figura 56 ilustra-se a tendência de degradação do módulo de distorção em função da temperatura, encontrando-se na Tabela A.4 (Anexo A) informação mais detalhada sobre a referida propriedade mecânica em termos de valor médio, desvio-padrão e redução face ao valor à temperatura ambiente. Tal como as curvas tensão-distorção já haviam evidenciado, o valor do módulo de distorção manifesta uma degradação significativa com a temperatura, apresentando a 140 °C uma redução de 77% face ao valor à temperatura ambiente.

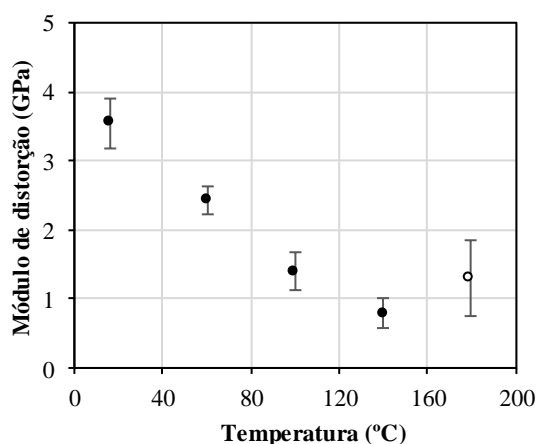


Figura 55: Módulo de distorção em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

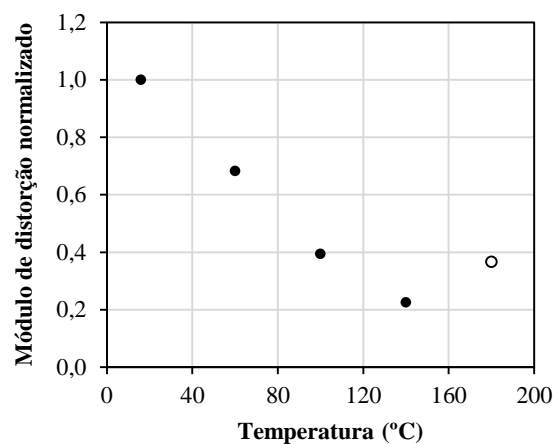


Figura 56: Módulo de distorção normalizado médio em função da temperatura.

No entanto, para 180 °C, os dados parecem mostrar uma inversão na tendência de redução do módulo de distorção com a temperatura. De facto, as representações gráficas parecem induzir em erro já que, a esta temperatura, o fenómeno de empolamento do material foi mais evidente, afectando assim de uma forma mais severa as leituras do videoextensómetro e, conseqüentemente, a estimação do módulo de distorção. Caso tivesse sido possível evitar este fenómeno, seria de esperar um decréscimo progressivo do valor do módulo de distorção com o aumento da temperatura, no seguimento da tendência que foi registada para as temperaturas mais reduzidas. Em síntese, considera-se que o valor obtido a 180 °C não será fiável.

4.2.4. Resistência ao corte

Exibem-se na Figura 57 e na Figura 58 os resultados obtidos relativamente à resistência ao corte em função da temperatura, encontrando-se na Tabela A.5 (Anexo A) os resultados que estão na base do traçado das referidas figuras. Nestas figuras mostra-se que a resistência ao corte a 60 °C exibe uma redução de 39% por comparação com o valor a temperatura ambiente, apresentando a 180 °C um valor normalizado de apenas 12%.

Refira-se, no entanto, que o modo de rotura experienciado pelos provetes a 180 °C (rotura por esmagamento) foi distinto do observado para a temperatura ambiente, 60 °C, 100 °C e 140 °C, como se explicará em maior detalhe na secção 4.2.5. Por este motivo, embora o resultado obtido em termos de resistência pareça ser consistente com a tendência de degradação registada para temperaturas inferiores, apenas se pode concluir que àquela temperatura, a resistência obtida é um minorante da resistência ao corte do material. Ainda assim, e de um modo geral, os resultados obtidos comprovam a susceptibilidade que a resistência ao corte apresenta face à acção térmica.

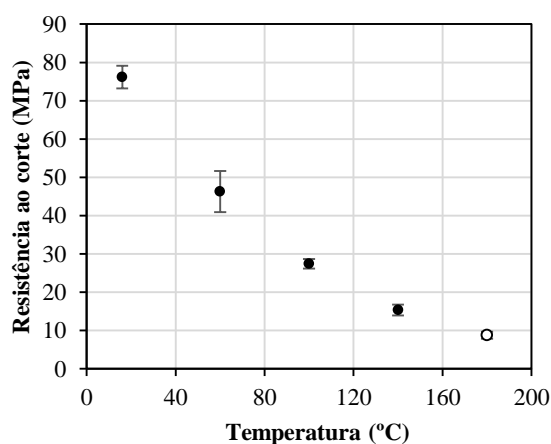


Figura 57: Resistência ao corte em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

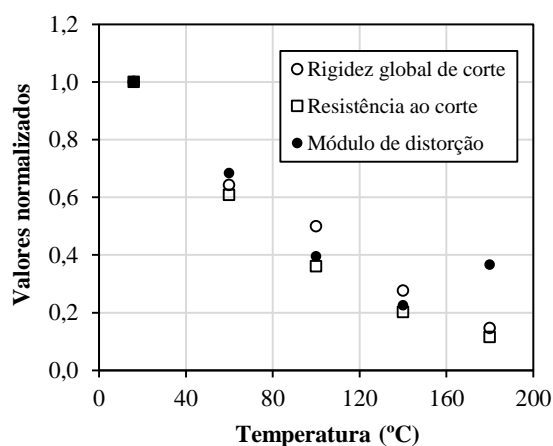


Figura 58: Comparação dos valores normalizados médios da resistência, rigidez global e módulo de distorção em função da temperatura.

Na Figura 58 compara-se a redução observada no valor normalizado da rigidez global, resistência ao corte e módulo de distorção para as cinco temperaturas de teste. Os resultados mostram que as três propriedades apresentam um comportamento similar com a temperatura, em particular a resistência ao corte e o módulo de distorção (desprezando-se o valor de G a 180 °C). A rigidez global apresenta ainda assim uma redução ligeiramente menos acentuada que as demais propriedades, para temperaturas na vizinhança da temperatura de transição vítrea.

4.2.5. Modos de rotura

Ilustra-se na Figura 59 os modos de rotura característicos observados para cada uma das temperaturas testadas, apresentando-se da Figura A.4 à Figura A.8 (Anexo A) uma representação mais completa dos referidos modos para todos os provetes ensaiados na presente série experimental. A figura mostra que, para temperaturas até 100 °C, a rotura se deu por corte na zona central do provete, tendo-se verificado a rotura da matriz e das mantas superficiais. Porém, a 180 °C, os provetes exibiram um modo de rotura distinto da rotura convencional que se verificou para as restantes temperaturas (Figura 60) muito embora alguns provetes a 140 °C tenham apresentado, para além de rotura por corte, sinais de esmagamento nas zonas de apoio/carregamento.

Como a Figura 61 mostra, a rotura a 180 °C a rotura ocorreu por delaminação interlaminar e esmagamento da zona central do provete, na proximidade dos entalhes a 45°. A diferença nos modos de rotura observados estará relacionada com a capacidade resistente ao esmagamento do material, claramente dependente da temperatura, assim como do esquema de ensaio adoptado.

O mecanismo de rotura por esmagamento não foi previsto inicialmente, pelo que no decurso da campanha experimental foi necessário adoptar medidas adicionais na preparação dos provetes para evitar este tipo de rotura. Para o efeito, foram testados 3 provetes (S-180°C-5 a S-180°C-7) com reforços metálicos, compostos por uma chapa dobrada em aço de 2 mm de espessura, fixados ao provete com mástique refractário e dispostos como se mostra na Figura 62. Todavia, a utilização dos reforços, como forma de evitar a rotura por esmagamento, mostrou-se infrutífera.

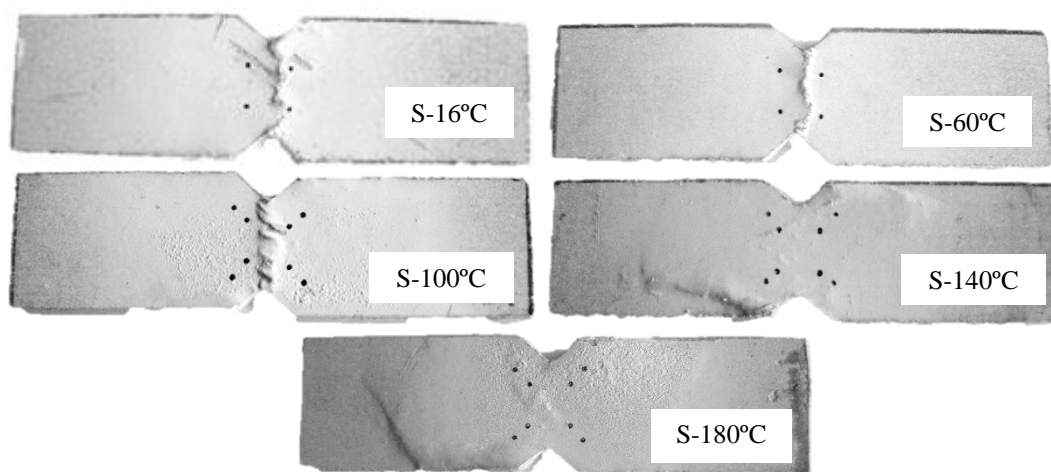


Figura 59: Modos de rotura característicos, para cada temperatura de teste, de provetes ensaiados ao corte.



Figura 60: Modo de rotura esperado de provetes ensaiados ao corte: rotura por corte.

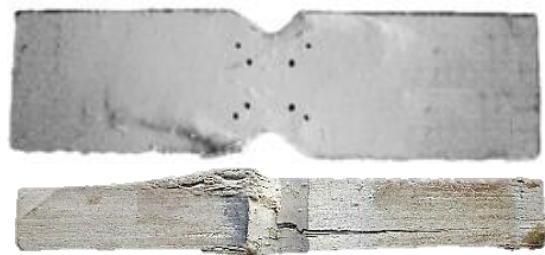


Figura 61: Modo de rotura de provetes ensaiados ao corte a 180 °C: esmagamento e delaminação interlaminar.



Figura 62: Reforços metálicos: vista da face frontal (esq.); vista da face posterior (dir.).

4.2.6. Comparação com outros autores

Apresenta-se na presente secção uma análise comparativa dos resultados obtidos na presente série experimental com os resultados obtidos por outros autores, citados anteriormente na secção 2.4.4, nomeadamente Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19]. Bai e Keller ensaiaram laminados de GFRP de dimensões $350 \times 30 \times 10$ mm, enquanto que Correia *et al.* testaram provetes rectangulares de $800 \times 25 \times 10$ mm, obtidos pelo corte de uma placa pultrudida de GFRP. Em ambas as campanhas, foram realizados ensaios de tracção a 10° .

Na Figura 63 encontra-se representada a comparação dos resultados experimentais referidos, relativos à resistência ao corte, normalizada relativamente ao seu valor à temperatura ambiente. O gráfico mostra que os valores obtidos na presente campanha experimental apresentam uma redução mais abrupta com a temperatura do que a registada por Bai e Keller e Correia *et al.*, embora os dados apresentem menor dispersão. Não só se regista esta diferença no comportamento da referida propriedade com a temperatura como há a reportar que os ensaios realizados na presente campanha experimental conduziram a valores de resistência (em termos absolutos) 2 a 3 vezes superiores aos dos outros autores. Embora seja natural que os valores de resistência obtidos apresentassem diferenças, a ordem de grandeza da diferença registada foi de certa forma inesperada. As discrepâncias identificadas poderão ter origem no facto de (i) os métodos de ensaio serem distintos (no ensaio de corte por tracção a 10° , o provete é sujeito a tracção e corte, uma solicitação mais gravosa), (ii) o material ensaiado ser diferente e (iii) existir uma variabilidade conhecida nos valores das propriedades dos materiais, inerente à sua natureza e à não normalização dos processos de fabrico.

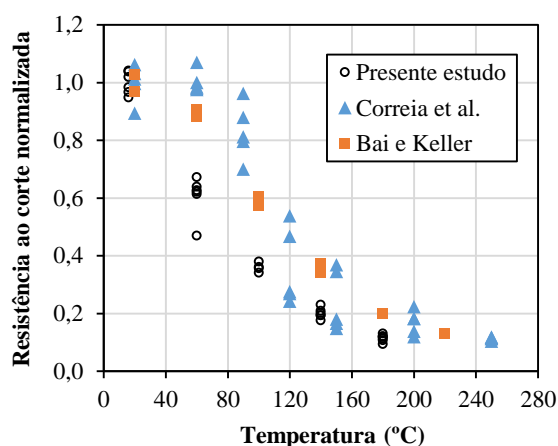


Figura 63: Comparação da variação da resistência ao corte normalizada no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Correia *et al.* [19] e Bai e Keller [18].

Embora os ensaios de corte da presente dissertação tenham sido realizados através da metodologia de teste *V-Notched Beam Test* [29], distinta da que foi adoptada nos ensaios de Bai e Keller e de Correia *et al.* (descritos na secção 2.4.4), há a referir semelhanças no modo de rotura observado (com excepção do observado a 180 °C), nomeadamente no facto de em ambas as campanhas experimentais se ter observado a rotura da matriz e das mantas superficiais. A maior redução (relativa) da resistência ao corte obtida na presente dissertação poderá justificar-se pela menor sensibilidade da resistência à tracção (relevante no ensaio de corte por tracção a 10°) ao aumento da temperatura.

4.2.7. Modelação analítica da resistência ao corte e do módulo de distorção

Como descrito na secção 2.4.6, vários autores propuseram formulações matemáticas empíricas e semi-empíricas para modelar o comportamento de materiais FRP a temperatura elevada. Por este motivo, e tendo em conta os resultados obtidos em termos de comportamento em corte, não só na presente campanha experimental como também nas campanhas desenvolvidas por Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19] (discutidas na secção 2.4.4), parecem existir dados experimentais suficientes para que se possa estabelecer uma lei empírica (representada através de uma curva de modelação) de degradação da resistência ao corte com a temperatura. Os ensaios realizados no âmbito da presente dissertação possibilitaram ainda o estudo do módulo de distorção a temperatura elevada, pelo que também esta propriedade será alvo de modelação.

Deste modo, apresenta-se a aplicação dos modelos descritos na secção 2.4.6 aos dados experimentais obtidos na presente campanha experimental e nas campanhas experimentais dos autores acima citados, constituindo este conjunto de dados a doravante denominada “amostra completa”. Salvo indicação contrária, foi igualmente efectuada a modelação dos resultados obtidos única e exclusivamente no presente estudo (amostra denominada por “presente estudo”).

Os modelos testados foram as formulações empíricas de (i) Gibson *et al.* [24], (ii) Mahieux *et al.* [25], (iii) Wang *et al.* [26] e (iv) Correia *et al.* [19], assim como o modelo semi-empírico desenvolvido por Bai e Keller [27]. Com excepção do modelo de Bai e Keller, os restantes modelos são (empíricos) de ajuste e, como tal, as curvas que deles resultam são ajustadas aos dados experimentais tendo em vista a minimização do erro quadrático médio (EQM), associado aos desvios da curva teórica relativamente aos resultados experimentais. Para o efeito, a determinação dos parâmetros de cada modelo, resultantes do ajustamento da curva aos dados, foi realizada utilizando a função *Solver* do *Excel*.

O modelo de Bai e Keller [27], pelo contrário, por ser um modelo semi-empírico, não implica o ajuste de uma curva aos dados experimentais. Na verdade, “(...) a curva de modelação obtida depende da resposta do material ao aquecimento (...)” ([30], 2012), razão pela qual a aplicação deste modelo requer somente o conhecimento dos parâmetros P_g , P_d e P_l (valores da propriedade a modelar nos estados vítreo, decomposto e “leathery”, respectivamente) e dos parâmetros α_g e α_d (graus de transição vítrea e de decomposição, determinados por Pires [30] em análises de DMA e TGA respectivamente para o mesmo material⁵, e que se encontram discriminados na Tabela A.6 e Tabela A.7 do Anexo A). Embora a definição de P_g não acarrete quaisquer problemas (pois corresponde ao valor da propriedade à temperatura ambiente), existe incerteza na definição dos parâmetros P_d e P_l , porque as transições entre “fases” do material não ocorrem a valores de temperatura exactos, mas em intervalos

⁵ As análises DMA e TGA foram realizadas a uma taxa de aquecimento de 6 °C/min e 5 °C/min respectivamente.

de temperaturas [30]. De forma a garantir o melhor ajuste possível da curva aos dados experimentais, foram adoptadas as hipóteses que a seguir se enunciam. Em primeiro lugar, o valor de P_d , independentemente da propriedade a modelar, foi assumido como nulo, visto que nos ensaios ao corte realizados por Correia *et al.* [19] a 250 °C se verificou uma redução da resistência, face à temperatura ambiente, de 89%, parecendo por isso válido assumir que após a decomposição (acima de 300 °C) essa redução seja próxima de 100%. Em segundo lugar, e relativamente a P_l , optou-se por considerar diferentes valores da propriedade dentro do intervalo de temperaturas que antecede a decomposição, mas que excede a transição vítrea (neste caso, acima de 140 °C).

Refira-se ainda que, ao contrário dos restantes modelos empíricos, em que o ajuste da curva abrange todo o intervalo de temperaturas estudado, o modelo de Wang *et al.* [26] poderia ter sido aplicado considerando diferentes intervalos de ajuste, em função do padrão de variação de cada propriedade com a temperatura, definindo assim uma curva de modelação para cada intervalo de temperaturas considerado (esta metodologia foi adoptada por Pires [30] na modelação dos resultados experimentais obtidos em Correia *et al.* [19]). Todavia, a amostra de resultados experimentais obtida no presente estudo não é representativa o suficiente para que se justifique considerar vários intervalos de temperatura de ajuste (note-se que os provetes foram ensaiados para apenas 4 temperaturas superiores à temperatura ambiente). Por este motivo, a aplicação do modelo de Wang *et al.* foi feita considerando um intervalo único de ajuste, correspondente à totalidade do intervalo de temperaturas abrangido pelos dados experimentais.

A qualidade do ajuste da curva de cada modelo aos dados experimentais foi avaliada pelo cálculo do erro médio percentual (EMP) e do erro médio percentual absoluto (EMPA). A comparação do valor de EMPA de modelos distintos permite avaliar qual deles prevê com maior precisão os dados experimentais, enquanto que o valor de EMP possibilita averiguar se os valores previstos pela curva são superiores ou inferiores aos obtidos na campanha experimental.

4.2.7.1. Resistência ao corte

Apresenta-se da Figura 64 à Figura 68 o resultado da aplicação dos vários modelos à amostra completa e aos dados obtidos na presente campanha experimental.

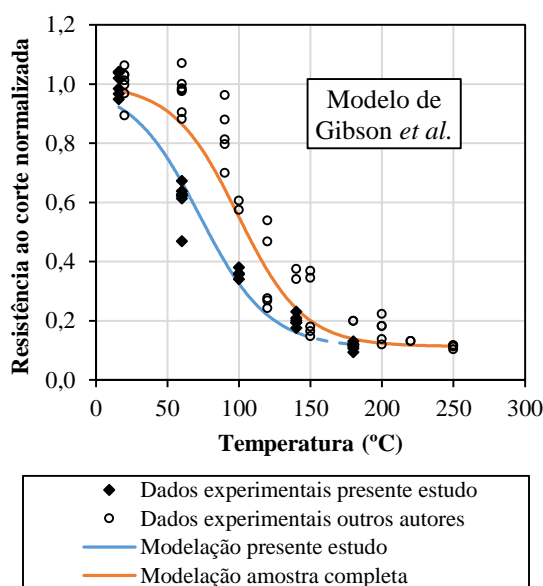


Figura 64: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Gibson *et al.* [24].

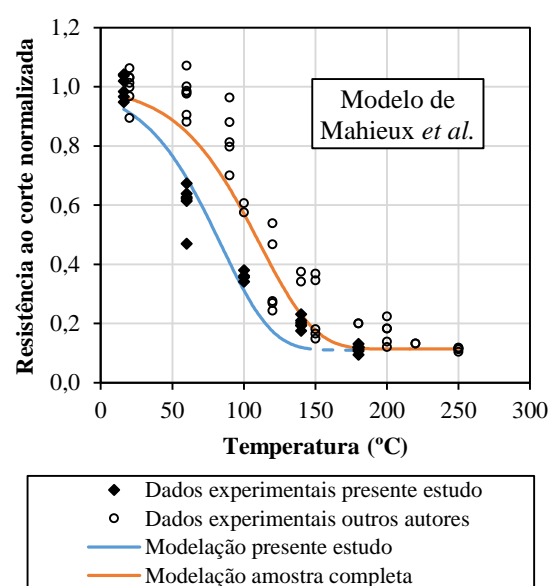


Figura 65: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Mahieux *et al.* [25].

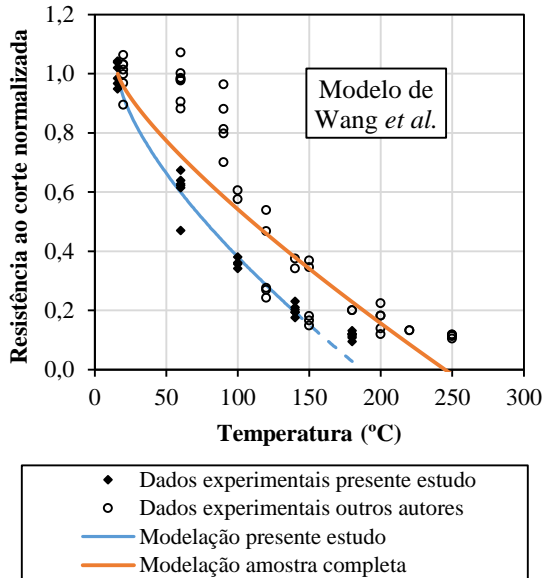


Figura 66: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Wang *et al.* [26].

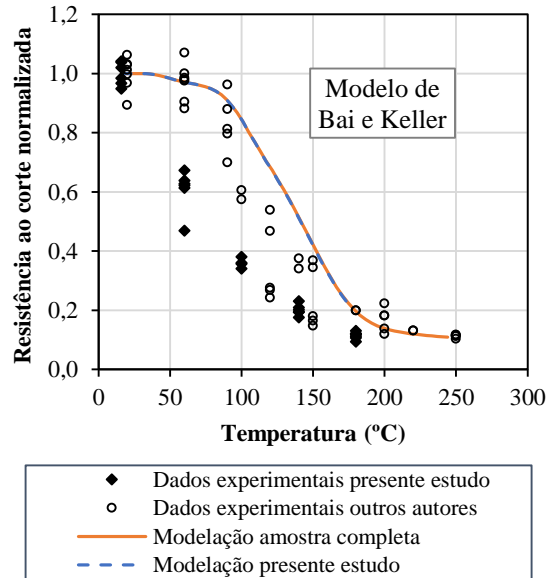


Figura 67: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Bai e Keller [27].

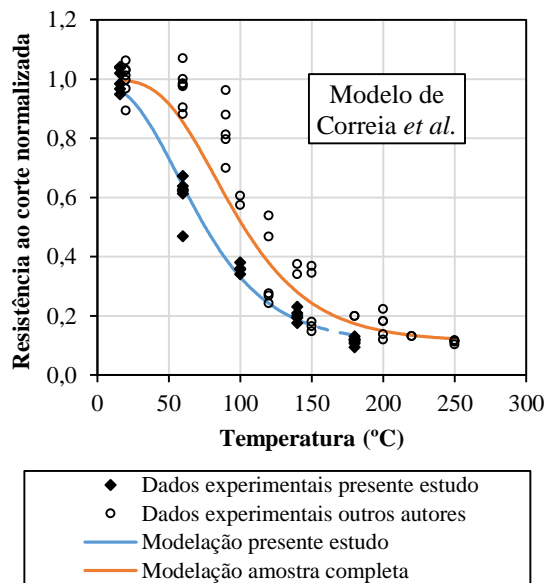


Figura 68: Modelação da resistência ao corte através do modelo proposto por Correia *et al.* [19].

Como havia sido referido na secção 4.2.5, o modo de rotura observado a 180 °C foi distinto do verificado para as demais temperaturas de aquecimento. Por este motivo, a inclusão dos dados relativos à resistência ao corte a 180 °C na modelação da referida propriedade resultaria numa (ligeira) distorção da amostra, muito embora os resultados obtidos pareçam consistentes com os obtidos para temperaturas inferiores àquela. Deste modo, embora os dados se encontrem representados graficamente nas figuras que se seguem, eles não foram utilizados para efeitos de modelação da referida propriedade.

Embora a amostra referente aos dados do presente estudo apenas compreendesse valores de resistência até 140 °C, de forma a permitir a aplicação de todos os modelos à referida amostra, assumiu-se o valor normalizado da resistência ao corte depois da transição vítrea mas antes da decomposição (isto é, o valor dos parâmetros P_T e P_I),

como sendo igual ao registrado na campanha de Correia *et al.* [19] à máxima temperatura de ensaio, 250 °C (na campanha de Bai e Keller [18] os autores foram até aos 220 °C).

Na Tabela A.8 (Anexo A) são apresentados, detalhadamente, os parâmetros de modelação e os erros médios percentual (EMP) e percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos aplicados e para ambas as amostras consideradas.

Relativamente ao modelo de Bai e Keller [27], optou-se por variar o parâmetro P_l para as temperaturas de 200 °C e 250 °C. Como a Tabela 4 mostra, a consideração do valor do referido parâmetro (ou seja, o valor da resistência) a 250 °C resulta num menor valor de EMPA e, portanto, num melhor ajuste aos dados experimentais, sendo esta a curva que se encontra representada na Figura 67.

Tabela 4: Erros associados a vários valores do parâmetro P_l (aplicação do modelo de Bai e Keller aos dados experimentais relativos à resistência ao corte).

Amostra completa		
Temperatura	200 °C	250 °C
P_l	0,16	0,11
EMP (%)	51,7	43,1
EMPA (%)	53,6	48,0

Na Figura 69 e na Figura 70 apresenta-se, em simultâneo, as curvas obtidas na modelação da resistência ao corte através de todos os modelos analisados, para a amostra da presente campanha experimental e para a amostra completa, respectivamente. Note-se que, com excepção do modelo de Bai e Keller, as curvas resultantes da aplicação dos restantes modelos possuem um traçado bastante próximo entre si, observando-se, como esperado, um bom ajuste das mesmas aos dados experimentais. O modelo de Bai e Keller, por ser o único semi-empírico,

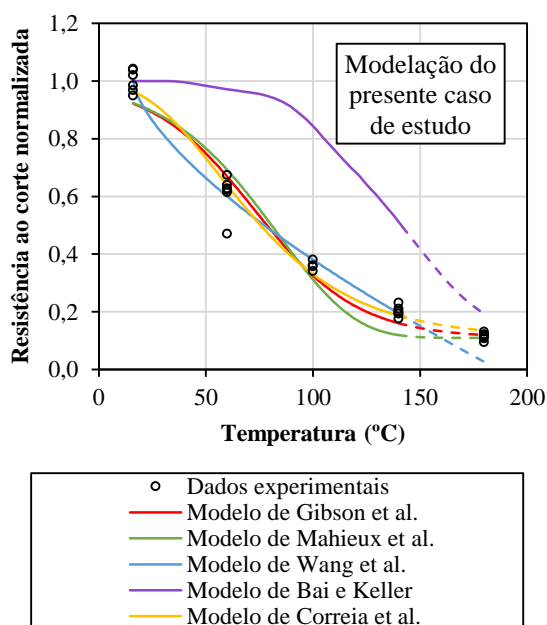


Figura 69: Modelação da resistência ao corte: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).

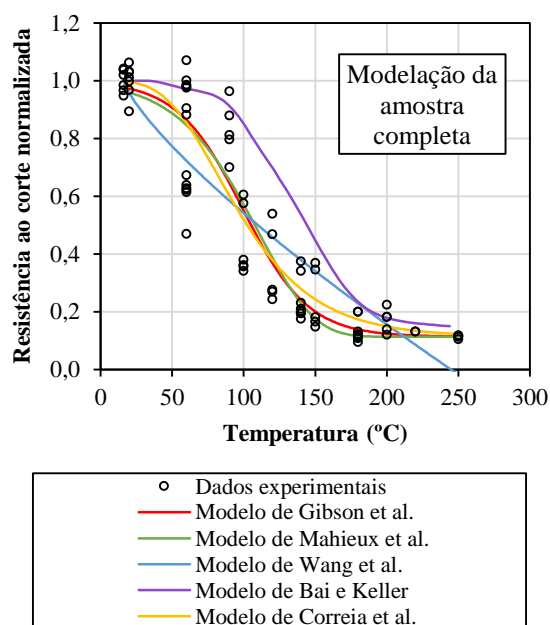


Figura 70: Modelação da resistência ao corte: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (amostragem completa de dados experimentais).

apresenta uma curva com andamento distinto das restantes, simulando por isso com menor exactidão os resultados obtidos experimentalmente.

Juntamente com os erros discriminados na Tabela 5, conclui-se que, para a amostra de dados obtida no presente estudo, o modelo que melhor traduz a degradação da resistência ao corte com a temperatura, tendo em conta os resultados experimentais obtidos, é o modelo de Wang *et al.* Para a amostra de dados completa, o modelo que melhor simula a degradação da resistência com a temperatura é o modelo de Gibson *et al.*

Em todos os modelos utilizados para modelar a amostra completa, assim como nos modelos de Wang *et al.* e Bai e Keller utilizados na modelação da amostra do presente estudo, o valor de EMP é positivo, o que significa que as estimativas por eles fornecidas são superiores aos valores registados experimentalmente e, portanto, os modelos não são conservativos.

Tabela 5: Resumo dos erros obtidos na modelação da resistência ao corte através dos vários modelos.

	Modelo	Gibson <i>et al.</i>	Mahieux <i>et al.</i>	Wang <i>et al.</i>	Bai e Keller	Correia <i>et al.</i>
Presente estudo	EMP (%)	-6,0	-11,2	0,4	81,6	-2,4
	EMPA (%)	12,3	19,6	6,2	82,5	7,2
Amostra completa	EMP (%)	2,5	0,4	5,8	43,1	7,8
	EMPA (%)	21,3	21,7	38,1	48,0	22,8

4.2.7.2. Módulo de distorção

Apresentam-se da Figura 71 à Figura 75 os resultados gráficos das curvas de modelação do módulo de distorção, obtidas por aplicação dos modelos em estudo aos dados obtidos na presente campanha experimental. Os parâmetros de modelação poderão ser consultados na Tabela A.9 (Anexo A).

Visto que a campanha experimental desenvolvida apenas possibilitou a caracterização do módulo de distorção até 140 °C, e de forma a possibilitar a sua simulação através dos vários modelos em estudo, assumiu-se como hipótese que os parâmetros P_r e P_l , o último respeitante exclusivamente ao modelo de Bai e Keller, assumiam o mesmo

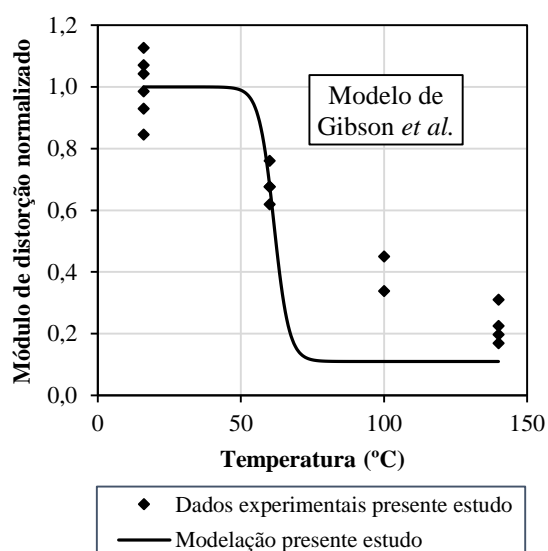


Figura 71: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Gibson *et al.* [24].

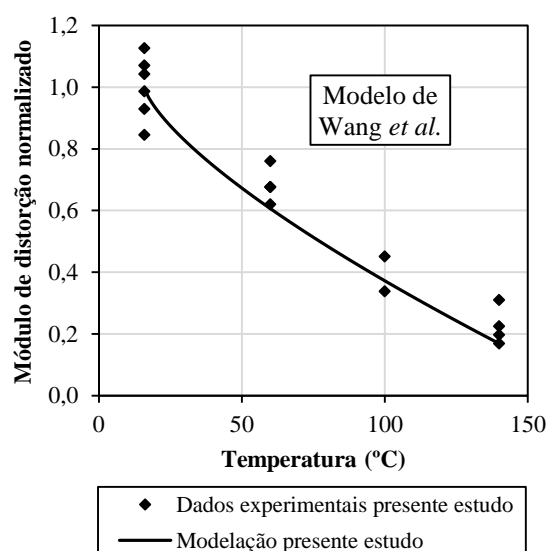


Figura 72: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Wang *et al.* [26].

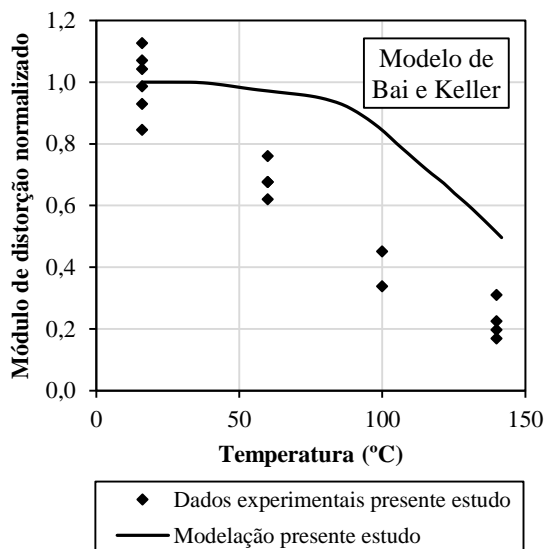


Figura 73: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Bai e Keller [27].

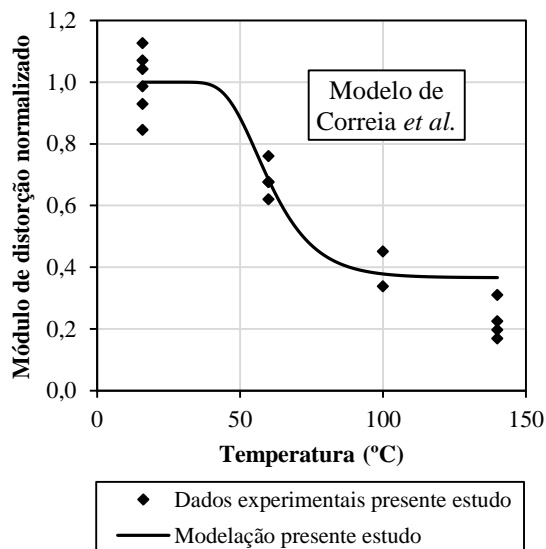


Figura 74: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Correia et al. [19].

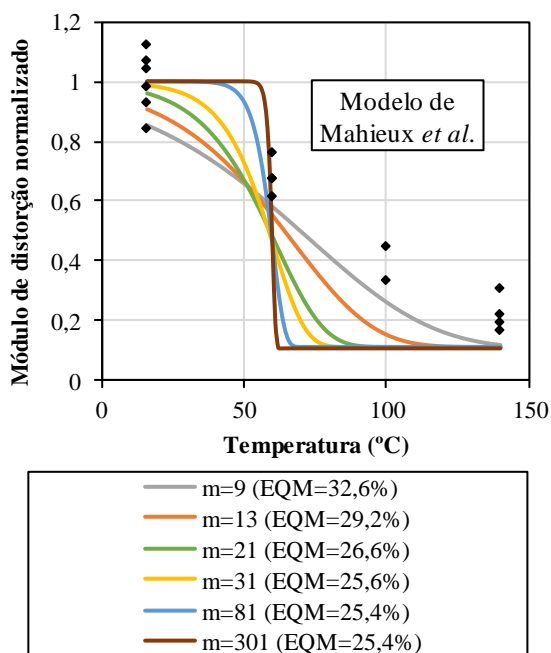


Figura 75: Modelação do módulo de distorção através do modelo proposto por Mahieux et al. [25].

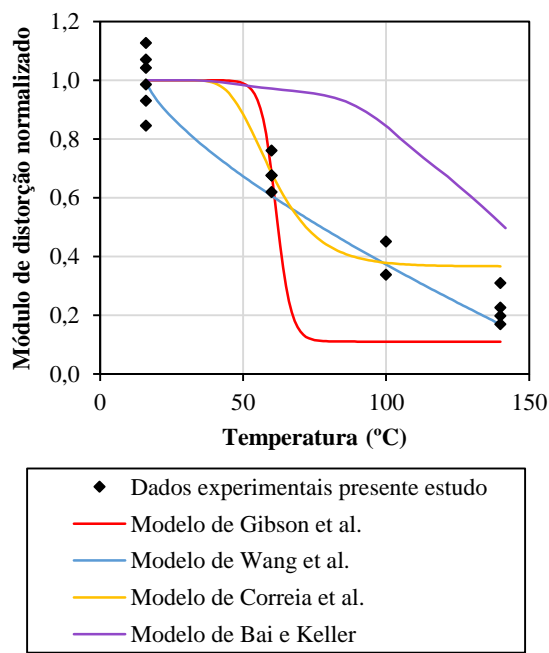


Figura 76: Modelação do módulo de distorção: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).

valor adoptado na modelação da resistência ao corte (ou seja, assumiu-se que o valor normalizado do módulo de distorção, num estado intermédio entre a transição vítrea e a decomposição, neste caso tomado como referência aos 250 °C, é de 11%). A adopção desta hipótese tem em conta o facto de a tendência de redução, observada na presente campanha experimental, para a resistência ao corte e o módulo de distorção ser semelhante, pelo menos até 140 °C, como se ilustrou previamente na Figura 58.

Reforce-se que não estão disponíveis na literatura quaisquer outros dados experimentais válidos sobre a evolução do módulo de distorção com a temperatura, pelo que o estabelecimento de uma lei de degradação requererá

campanhas experimentais adicionais que validem os resultados aqui obtidos. Ao contrário dos restantes modelos, a aplicação do modelo de Mahieux *et al.* [25] não permitiu obter uma curva óptima que simulasse o comportamento do módulo de distorção com a temperatura, visto que a função *Solver* do *Excel* não convergiu. Por este motivo, apresenta-se na Figura 75, e a título de exemplo, um conjunto de curvas de modelação obtidas para diferentes valores do parâmetro m e os respectivos erros quadráticos médios associados. A figura mostra que para valores crescentes de m , a função aproxima-se da solução óptima que minimiza o EQM. Contudo, à medida que o erro diminui, o traçado da curva afasta-se dos resultados experimentais; para além do mais, para valores de temperatura até 50 °C, as curvas tendem para reduções no valor do módulo de distorção quase nulas, o que não traduz o real comportamento do material. Por estes motivos, não foi possível determinar os parâmetros do modelo de Mahieux *et al.* correspondentes à curva de modelação óptima.

Na Figura 76 encontram-se ilustradas as curvas de modelação obtidas por aplicação dos modelos em estudo (com excepção do modelo de Mahieux *et al.*) aos valores médios normalizados do módulo de distorção. A figura mostra que, em geral, as curvas possuem um traçado distinto entre si, sendo que a resultante da aplicação do modelo de Wang *et al.* é a que melhor se ajusta aos dados experimentais. Os modelos de Bai e Keller, Gibson *et al.* e Correia *et al.* apresentam desvios significativos ao padrão de degradação do módulo de distorção, pelo que não parecem ser, à partida, adequados para modelar a variação desta propriedade com a temperatura.

Na Tabela 6 poderão ser consultados os erros EMP e EMPA associados à aplicação dos vários modelos. Os valores de EMPA confirmam que o modelo de Wang *et al.* é o que melhor representa a degradação do módulo de distorção a temperatura elevada. Dado que o valor de EMP é negativo, tal demonstra que o modelo é conservativo visto que, na globalidade, os valores reais normalizados do módulo de distorção são superiores aos valores previstos pelo modelo.

Tabela 6: Resumo dos erros obtidos na modelação do módulo de distorção através dos vários modelos.

Parâmetros de erro	Gibson <i>et al.</i>	Mahieux <i>et al.</i>	Wang <i>et al.</i>	Bai e Keller	Correia <i>et al.</i>
EMP (%)	-22,0	-	-8,7	62,4	19,1
EMPA (%)	27,3	-	13,7	65,3	25,6

4.3. Ensaios de compressão a temperatura elevada

4.3.1. Curvas de aquecimento

Apresentam-se na Figura 77 as curvas representativas do aquecimento do ar da câmara térmica, neste caso particular correspondente ao aquecimento de um provete até 140 °C. O objectivo é mostrar, por um lado, a relação entre a taxa de aquecimento da câmara e do provete (maior na primeira do que no segundo) e, por outro, o crescimento linear da temperatura do provete na fase inicial de aquecimento, a um ritmo mais acelerado do que na fase que antecede o instante em que a temperatura objectivo é atingida.

As taxas de aquecimento estimadas para o conjunto de temperaturas ensaiadas encontram-se listadas na Tabela 7, sendo que, para cada temperatura objectivo, correspondem ao valor médio da taxa registada em cada provete; as curvas de aquecimento registadas para cada provete e os valores das taxas de aquecimento da câmara e dos provetes, para cada série de temperaturas, podem ser consultados na Figura B.1 e na Tabela B.1 do Anexo B. Tal como nos ensaios de corte, as taxas de aquecimento para as diferentes temperaturas, ainda que não coincidentes, foram da mesma ordem de grandeza (4 a 6 °C/min).

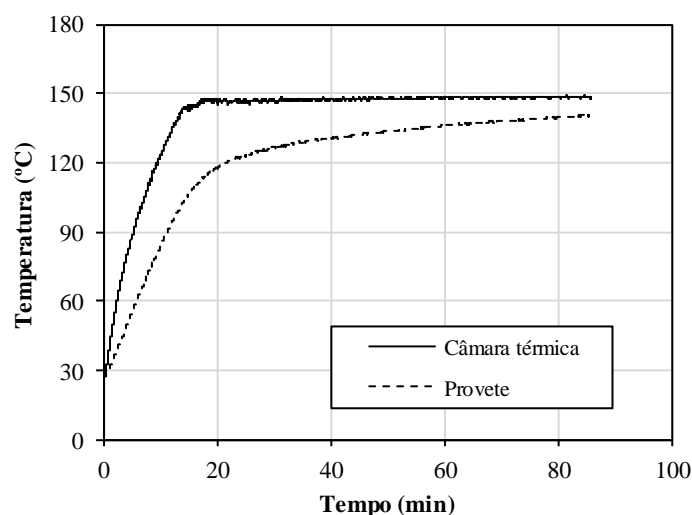


Figura 77: Curvas de aquecimento da câmara e do provete, registadas para uma temperatura de teste de 140 °C num ensaio de compressão.

Tabela 7: Taxas médias de aquecimento da câmara e dos provetes nos ensaios de compressão.

Temperatura objectivo	Taxa de aquecimento (°C/min)	
	Câmara	Provete ⁶
60 °C	14,5	4,0
100 °C	16,3	5,2
140 °C	17,7	5,7
180 °C	16,7	5,5

4.3.2. Curvas carga-deslocamento e rigidez global

Da Figura 78 à Figura 82 representam-se as curvas carga-deslocamento (entre pratos da prensa) para as cinco temperaturas de teste: temperatura ambiente (26 °C), 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C. Note-se que estas curvas têm escalas diferentes no eixo vertical.

Os resultados obtidos nos ensaios de compressão, para todos os provetes ensaiados na campanha experimental, encontram-se discriminados na Tabela B.2 (Anexo B), em termos de rigidez global, força máxima aplicada, resistência à compressão e módulo de elasticidade.

As curvas mencionadas apresentam um troço inicial não linear, correspondente ao ajuste do provete aos blocos ranhurados, ou seja, ao encosto do provete ao bloco para colmatar a folga deixada aquando da montagem do esquema de ensaio. Esta fase inicial caracteriza-se por uma oscilação do valor da carga em torno de valores muito reduzidos de força. Após a primeira fase, verifica-se um aumento da carga e as curvas exibem um comportamento aproximadamente linear até à rotura; a Figura 83 ilustra as curvas carga-deslocamento representativas do comportamento observado a cada temperatura de teste (correspondentes a uma curva intermédia para cada série de temperaturas).

⁶ A taxa de aquecimento do provete foi estimada para a fase inicial de aquecimento.

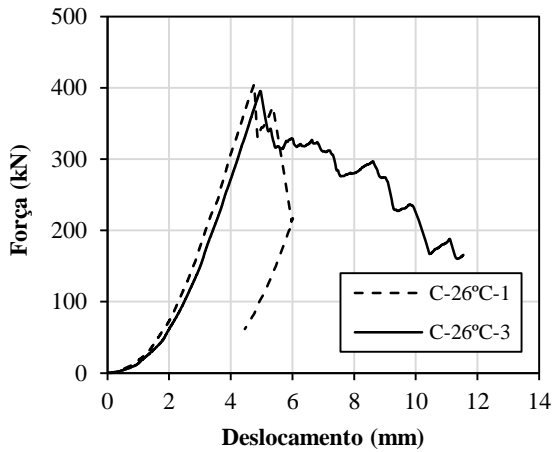


Figura 78: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.

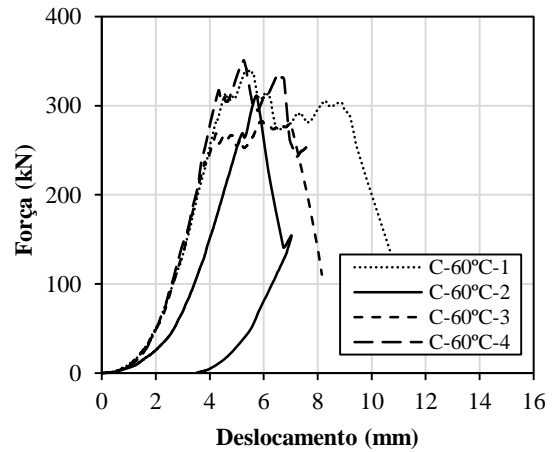


Figura 79: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 60 °C.

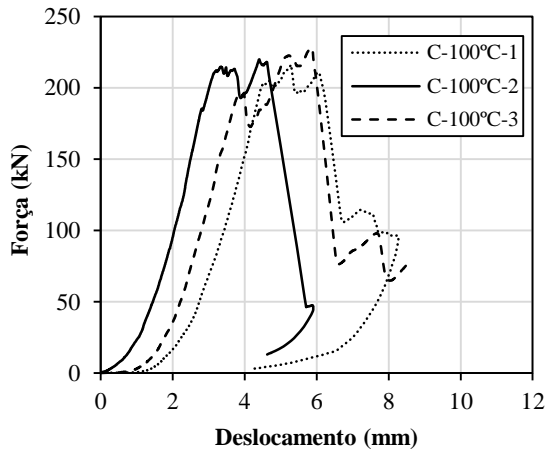


Figura 80: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 100 °C.

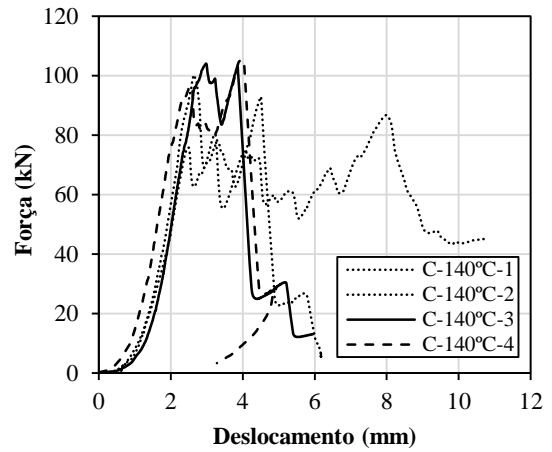


Figura 81: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 140 °C.

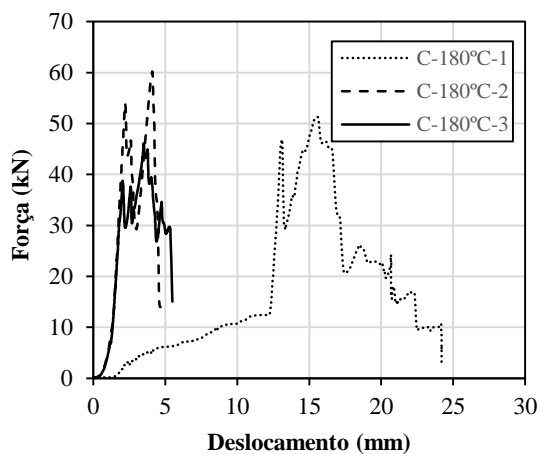


Figura 82: Curvas carga-deslocamento de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 180 °C.

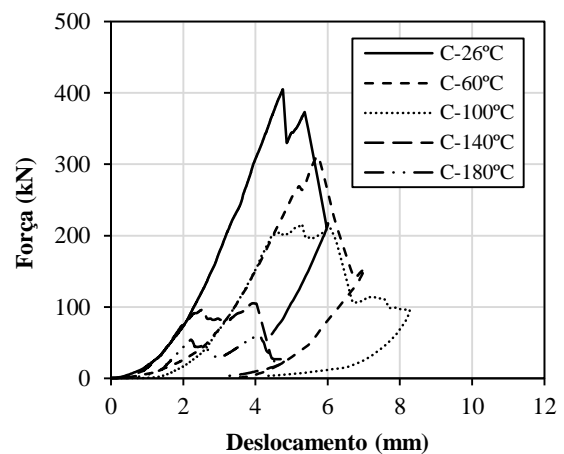


Figura 83: Curvas carga-deslocamento representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.

Os resultados obtidos na série experimental permitem verificar que mesmo à temperatura de 180 °C, os provetes foram capazes de resistir a uma força mínima de 45 kN, o que, tal como Gomes *et al.* [22] já haviam mencionado, advém provavelmente da pequena altura do provete (120 mm) e do facto de “(...) *mesmo para temperaturas elevadas o material ter compressibilidade limitada*” ([22], 2012, p.16). A variação da resistência com a temperatura é analisada em maior detalhe adiante.

A Figura 83 permite constatar uma diminuição da inclinação do troço linear do diagrama carga-deslocamento, isto é, uma diminuição da rigidez global, à medida que a temperatura de teste aumenta. Esta conclusão pode ser comprovada pelas representações gráficas da Figura 84 e da Figura 85, assim como pelos resultados que constam da Tabela B.3 (Anexo B). Nestas figuras é possível constatar a redução progressiva da rigidez global em compressão com a temperatura, sendo o valor deste parâmetro a 180 °C cerca de 38% do valor correspondente à temperatura ambiente. À semelhança do mencionado sobre os ensaios de corte, a degradação registada com a temperatura da resistência e da rigidez em compressão deve-se ao processo de transição vítrea sofrido pela matriz polimérica, que a faz passar progressivamente de um estado vítreo para um estado viscoso.

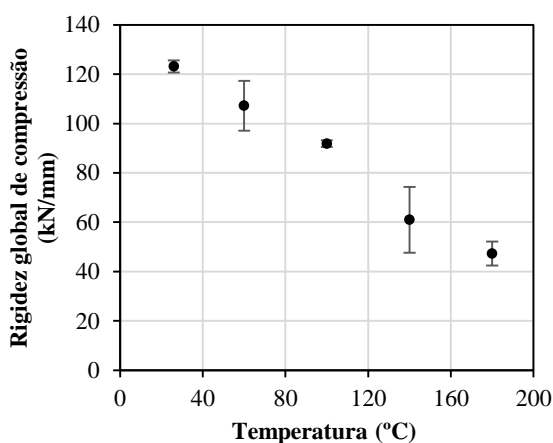


Figura 84: Rigidez global de compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

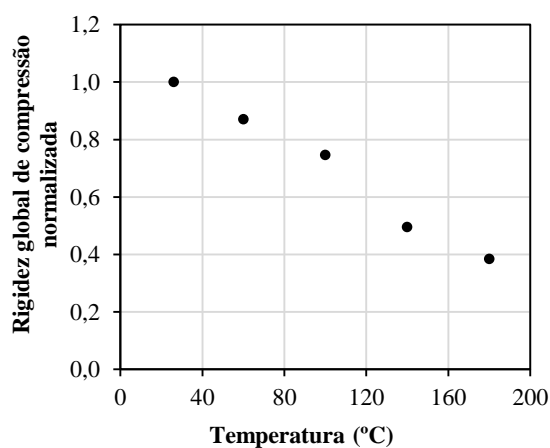


Figura 85: Rigidez global de compressão normalizada média em função da temperatura.

4.3.3. Curvas tensão-deformação e módulo de elasticidade

Apresentam-se da Figura 86 à Figura 88 as curvas tensão axial-deformação axial em compressão registadas em provetes ensaiados a temperatura ambiente (26 °C), 60 °C e 100 °C, encontrando-se na Figura 89 o conjunto de curvas representativas para cada uma das temperaturas mencionadas. Qualquer uma das curvas referidas encontra-se representada somente até ao instante em que ocorre a rotura.

Independentemente da temperatura de teste, todas as curvas apresentam uma fase inicial caracterizada por um andamento irregular, que se explica pelo ajuste do provete ao bloco ranhurado de suporte e pela influência desse ajuste nas leituras/precisão do videoextensómetro. Em seguida, a curva tensão-deformação exibe um comportamento tendencialmente linear até à rotura (tal como se mostra claramente nas curvas da Figura 89), embora na grande maioria dos provetes ensaiados se registre uma fase não linear e de traçado “irregular” próximo da tensão máxima (note-se, por exemplo, as curvas dos provetes ensaiados a 100 °C, Figura 88). Este traçado irregular das curvas parece advir do enrugamento do material, característico do modo de rotura da coluna, aspecto que será aprofundado na secção 4.3.5; refira-se que em alguns provetes este enrugamento causou perturbações nas leituras do videoextensómetro, o que também terá contribuído para o andamento irregular das curvas.

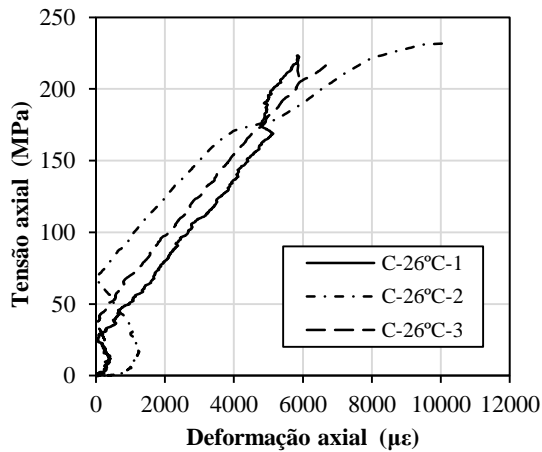


Figura 86: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.

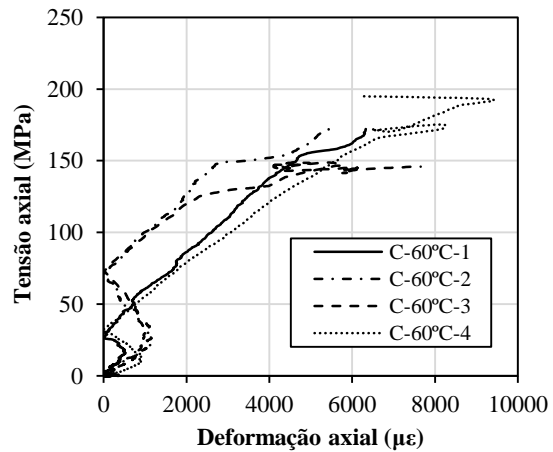


Figura 87: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 60 °C.

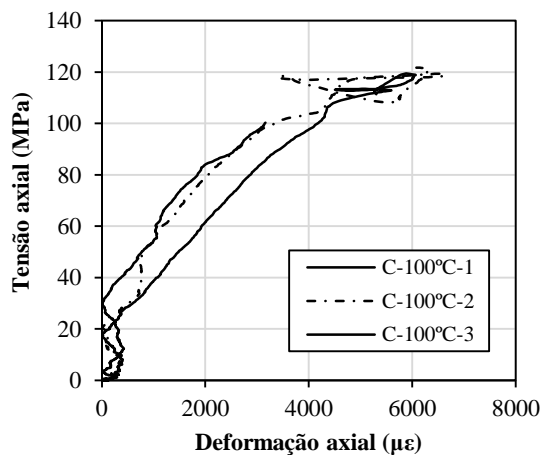


Figura 88: Curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão à temperatura de 100 °C.

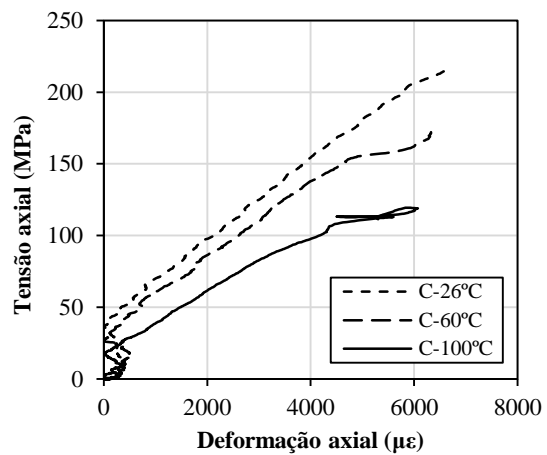


Figura 89: Curvas tensão axial-deformação axial representativas para cada temperatura de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.

A análise anteriormente descrita é válida para os provetes ensaiados até 100 °C, inclusivé. Contudo, a campanha experimental incluiu temperaturas de teste até 180 °C. A não inclusão nesta secção dos resultados experimentais para as temperaturas de 140 °C e 180 °C, em termos de curvas tensão-deformação, justifica-se pelo facto das curvas obtidas, nos vários alinhamentos de pontos de leitura, apresentarem um traçado errático, pouco definido e distinto em função do alinhamento considerado, impossibilitando assim a definição de uma curva tensão-deformação e o cálculo do valor do módulo de elasticidade respectivo. Na Figura B.2 (Anexo B) apresenta-se, a título de exemplo, duas curvas tensão-deformação obtidas num determinado alinhamento de pontos, num provete ensaiado a 140 °C e noutro a 180 °C. O aspecto dessas curvas comprova a impossibilidade da sua utilização para o cálculo do valor do módulo de elasticidade.

Visto que durante a fase de aquecimento, mesmo para as temperaturas de teste mais elevadas, não se observaram quaisquer fumos no interior da câmara, e dado que as condições de luminosidade durante o ensaio de carga não sofreram qualquer alteração, a má definição das curvas tensão-deformação (consequência de leituras pouco consistentes realizadas pelo videoextensómetro) poderá ter origem, pelo menos em parte, no empolamento da camada superficial do material, particularmente significativa para as temperaturas acima referidas (e à semelhança do que já se havia verificado nos ensaios de corte). Encontrando-se os pontos de leitura marcados sobre a alma,

quaisquer deslocamentos que ocorram para fora do plano da mesma irão induzir em erro as leituras efectuadas pelo videoextensómetro, já que o deslocamento medido não será representativo da deformação efectivamente sofrida pela coluna durante o carregamento, mas sim da alteração da posição da camada superficial do provete face ao plano da alma.

A Figura 89 permite constatar uma redução progressiva da inclinação do troço linear do diagrama tensão-deformação, traduzindo, por isso, uma redução do módulo de elasticidade do material com a temperatura. Na Figura 90 representam-se os valores do módulo de elasticidade calculados para as temperaturas de teste de 26 °C, 60 °C e 100 °C, que apresentam um padrão de dispersão muito reduzido face ao valor médio. Na Figura 91 apresentam-se os valores de E normalizados relativamente ao módulo de elasticidade estimado à temperatura ambiente; a figura mostra (e os resultados Tabela B.4, Anexo B, comprovam) que o módulo de elasticidade sofre reduções, face à temperatura ambiente, de 13% e 19% às temperaturas de 60 °C e 100 °C, respectivamente.

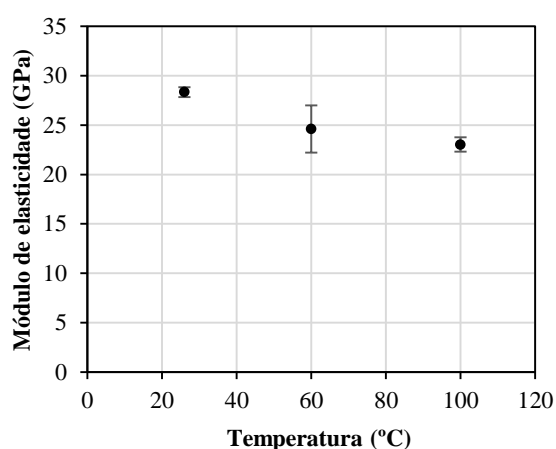


Figura 90: Módulo de elasticidade em compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

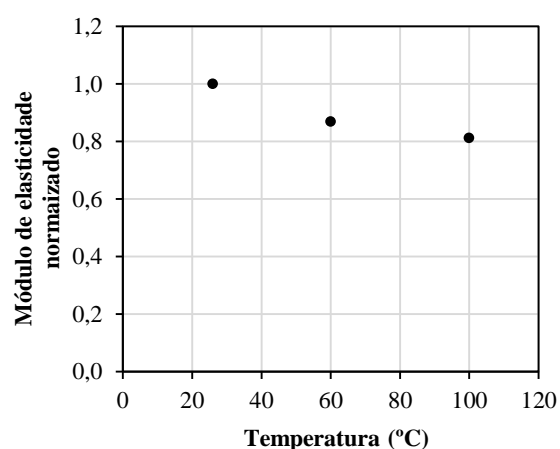


Figura 91: Módulo de elasticidade em compressão normalizado médio em função da temperatura.

4.3.4. Resistência à compressão

Ao que à resistência diz respeito, os resultados expressos na Figura 92 mostram que a capacidade resistente à compressão apresenta uma redução, face à temperatura ambiente, de 45% a 100 °C, exibindo um valor normalizado

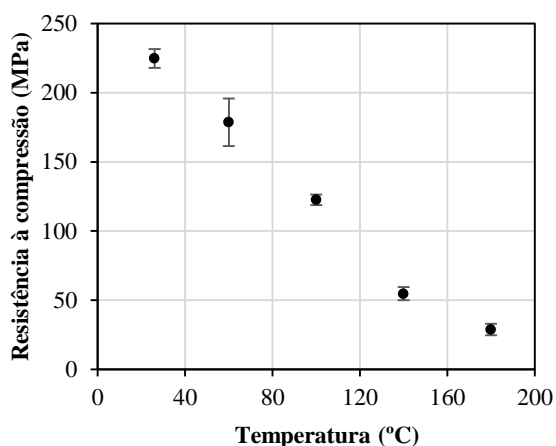


Figura 92: Resistência à compressão em função da temperatura (valor médio \pm desvio padrão).

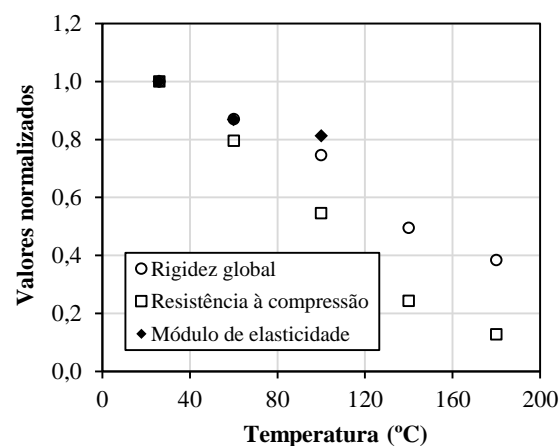


Figura 93: Comparação dos valores normalizados da resistência à compressão, rigidez de compressão e módulo de elasticidade em função da temperatura.

de 13% a 180 °C. Na Tabela B.5 (Anexo B) podem ser consultadas informações mais detalhadas relativas ao traçado da referida figura.

Como se ilustra na Figura 93, a degradação da resistência à compressão com a temperatura é muito mais acentuada do que a experienciada pela rigidez global e pelo módulo de elasticidade, em particular para temperaturas superiores a 100 °C. Refira-se ainda que, como esperado, estas duas últimas propriedades parecem exibir uma tendência de redução semelhante com a temperatura, pelo menos até 100 °C. Todavia, seria importante conhecer o “comportamento” do módulo de elasticidade para 140 °C e 180 °C de forma a validar a afirmação anterior.

4.3.5. Modos de rotura

Ilustra-se na Figura 94 os modos de rotura característicos observados para as várias temperaturas de teste. Da Figura B.3 à Figura B.7 (Anexo B) ilustra-se com maior detalhe os modos de rotura verificados em cada um dos provetes ensaiados na presente série experimental. À temperatura ambiente a rotura dos provetes deu-se por esmagamento do material na zona em contacto com os blocos ranhurados; o material apresentou ainda evidências de delaminação das camadas de reforço, como se ilustra na Figura 95 a) e na Figura 95 b).



Figura 94: Modos de rotura característicos de provetes ensaiados à compressão a, da esquerda para a direita e de cima para baixo: 26 °C, 60 °C, 100 °C, 140 °C e 180 °C.

A temperatura elevada, isto é, para temperaturas a partir de 60 °C inclusivé, a rotura ocorreu por esmagamento na zona de contacto com os blocos ranhurados, seguindo-se o enrugamento do material na zona “livre do provete”. Tal como já havia sido reportado na campanha experimental de Correia *et al.* [19], este tipo de rotura é desencadeado pelo amolecimento da resina polimérica que ocorre durante o seu processo de transição vítrea; este fenómeno faz com que as fibras deixem de estar confinadas pela matriz, deixando-as assim mais susceptíveis à encurvadura. Destaque-se o pormenor ilustrado na Figura 95 c), referente a um provete ensaiado a 180 °C, onde é possível observar o grau de desprendimento das fibras que ocorre devido à transição vítrea da matriz.

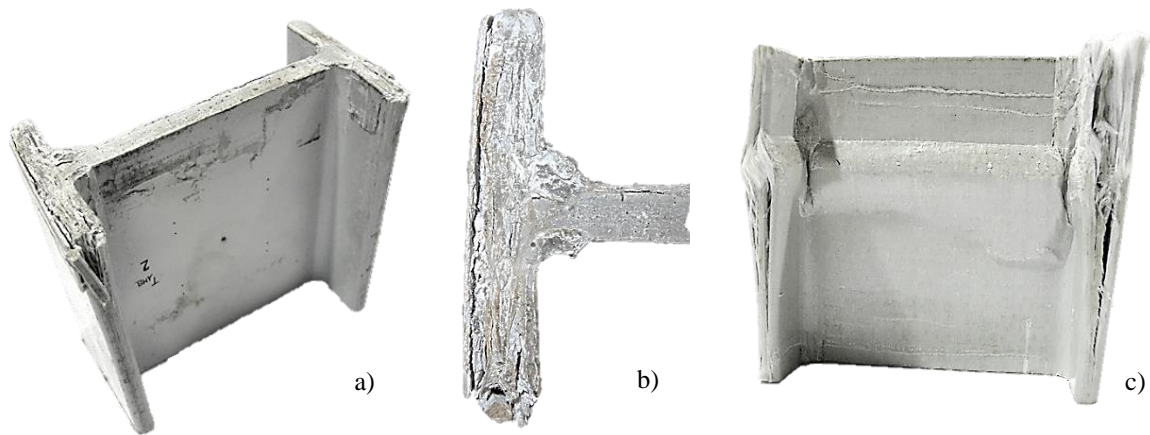


Figura 95: Pormenores relativos aos modos de rotura de provetes ensaiados à compressão: a) e b) provetes ensaiados à temperatura ambiente; c) provete ensaiado a 180°C.

4.3.6. Comparação com outros autores

Apresenta-se nesta secção uma análise comparativa dos resultados obtidos na presente série experimental e em campanhas desenvolvidas por outros autores mencionados na secção 2.4.3, em particular Bai e Keller [18], Correia *et al.* [19] e Wang *et al.* [21].

Bai e Keller ensaiaram colunas circulares de GFRP (40 mm de diâmetro e 3 mm de espessura) com 300 mm de comprimento. Correia *et al.* testaram colunas curtas, provenientes do mesmo fabricante que o material utilizado na presente série experimental, com 50 mm de altura e secção transversal em I de 120 × 60 × 6 mm. Wang *et al.* estudaram colunas com 30 mm de comprimento e secção transversal em C com dimensões 100 × 30 × 4 mm. Quer os ensaios de Bai e Keller quer os de Correia *et al.* foram realizados utilizando blocos ranhurados em aço, semelhantes aos descritos em 3.5.3, mas com ranhuras de 5 mm de altura.

Os resultados obtidos pelos autores referidos, assim como os obtidos na presente série experimental, expressos em termos de resistência à compressão normalizada, encontram-se graficamente representados na Figura 96. Os resultados obtidos na presente série experimental apresentam uma redução ligeiramente menos acentuada com a temperatura do que a reportada pelos autores acima referidos, em especial para as temperaturas de 60 °C e 100 °C. Ainda assim, para temperaturas superiores, os resultados parecem estar em concordância com os demais autores referidos.

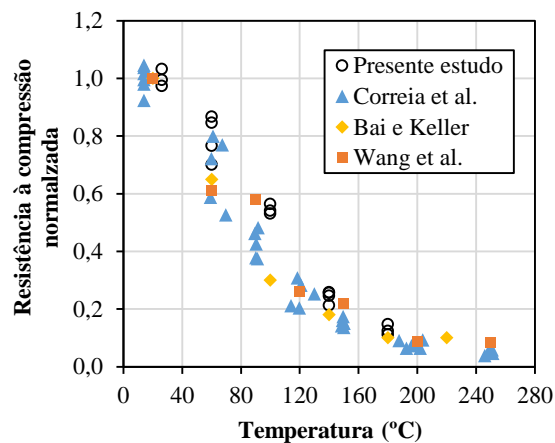


Figura 96: Comparação da variação da resistência à compressão normalizada no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Correia *et al.* [19], Bai e Keller [18] e Wang *et al.* [21].

Os modos de rotura observados nos provetes ensaiados à compressão a temperatura elevada apresentaram semelhanças com os reportados por Correia *et al.* [19], anteriormente descritos na secção 2.4.3: rotura tendencialmente concentrada a meia altura do provete por esmagamento e enrugamento do material, acompanhada por delaminação das camadas de reforço do mesmo. A temperatura ambiente, Correia *et al.* reportam que os provetes manifestaram uma rotura semelhante à anteriormente descrita, mas concentrada na zona de contacto com os blocos ranhurados (ver Figura 16 a). Contudo, na presente campanha, os provetes solicitados à temperatura ambiente não manifestaram qualquer enrugamento do material no contacto com os blocos ranhurados, possivelmente devido ao facto da folga existente entre as ranhuras e o material ser muito pequena, não deixando por isso margem para que o material enrugue. Para além disso, o facto das ranhuras possuírem 30 mm de altura, em comparação com os 5 mm dos blocos utilizados nos outros ensaios, cria um efeito de confinamento do provete, dificultando assim o enrugamento do material. Como Gomes *et al.* [22] descrevem, os modos de rotura observados nos ensaios de Bai e Keller [18] e Wang *et al.* [21], previamente ilustrados na Figura 17, encontram-se em conformidade com os reportados por Correia *et al.* [19], sendo, por isso, concordantes com os registados na presente campanha experimental.

4.3.7. Modelação analítica da resistência à compressão

À semelhança do disposto na secção 4.2.7, na presente secção apresenta-se a aplicação dos modelos descritos na secção 2.4.6 aos dados experimentais obtidos na presente série experimental e noutras campanhas em que se estudou o comportamento em compressão de materiais GFRP, em particular as realizadas por Bai e Keller [18], Correia *et al.* [19] e Wang *et al.* [21]. Aplicam-se igualmente as considerações e pressupostos explicitados na secção 4.2.7, relativamente às particularidades de aplicação do modelo de Bai e Keller [27].

Embora a campanha experimental desenvolvida no âmbito da presente dissertação tenha tido como um dos principais objectivos a caracterização do módulo de elasticidade a temperatura elevada, os resultados válidos obtidos limitaram-se à gama de temperaturas compreendida entre a temperatura ambiente e 100 °C (inclusivé). Encontrando-se esta propriedade pouco estudada na literatura, é impossível prever qual a redução no seu valor para temperaturas superiores à da transição vítrea, durante e após a decomposição. Por estes motivos, não é possível aplicar quaisquer modelos que requeiram a definição de parâmetros a temperaturas superiores à da transição vítrea, tomada como referência entre os 100 e os 152 °C (nestes termos, seria apenas possível aplicar o modelo de Wang *et al.* [26]). Por outro lado, os ensaios realizados permitiram caracterizar o módulo de elasticidade para somente três temperaturas (26, 60 e 100 °C), o que se traduz num número insuficiente de dados para constituir uma amostra representativa para modelação. Por estas razões, apresenta-se nesta secção apenas a modelação analítica da resistência à compressão, não sendo tecidas considerações adicionais, em termos de modelação, relativas ao módulo de elasticidade em compressão.

Ao contrário do que se verificou para a resistência ao corte e para o módulo de distorção, a modelação da resistência à compressão dispôs de uma amostra vasta de dados experimentais, provenientes dos estudos realizados pelos autores acima citados e do presente estudo, abrangendo temperaturas desde 14 °C até 250 °C. Da Figura 97 à Figura 101 representam-se as curvas de modelação obtidas por aplicação dos modelos de Gibson *et al.* [24], Mahieux *et al.* [25], Wang *et al.* [26], Bai e Keller [27] e Correia *et al.* [19], respectivamente.

Uma análise visual às figuras mostra que, com exceção do modelo de Bai e Keller, os restantes modelos apresentam um bom ajuste aos dados experimentais de ambas as amostras consideradas. Repare-se igualmente que a curva de modelação obtida a partir dos dados do presente estudo oferece estimativas de resistência ligeiramente superiores às da curva de modelação da amostra completa. Os parâmetros e os erros associados às modelações ilustradas nas referidas figuras encontram-se indicados na Tabela B.6 (Anexo B).

Relativamente ao modelo de Bai e Keller (Figura 100), tem-se a registar que: (i) a consideração de uma amostra mais ampla de dados (isto é, considerando a amostra completa) não conduz a diferenças significativas no traçado da curva (para temperaturas até 180 °C) face à consideração apenas da amostra do presente estudo; (ii) a modelação

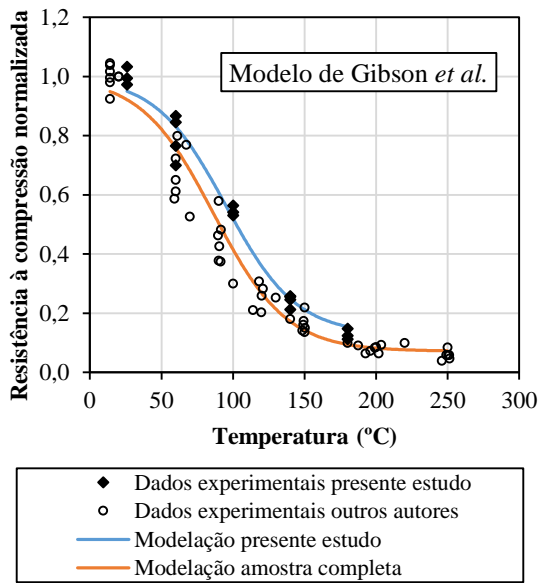


Figura 97: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Gibson *et al.* [24].

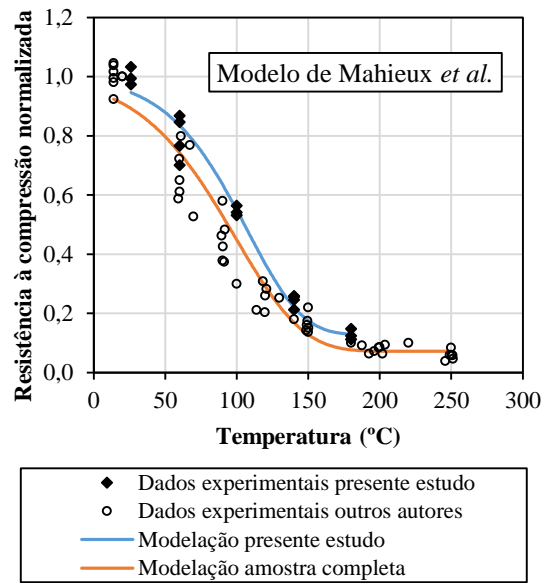


Figura 98: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Mahieux *et al.* [25].

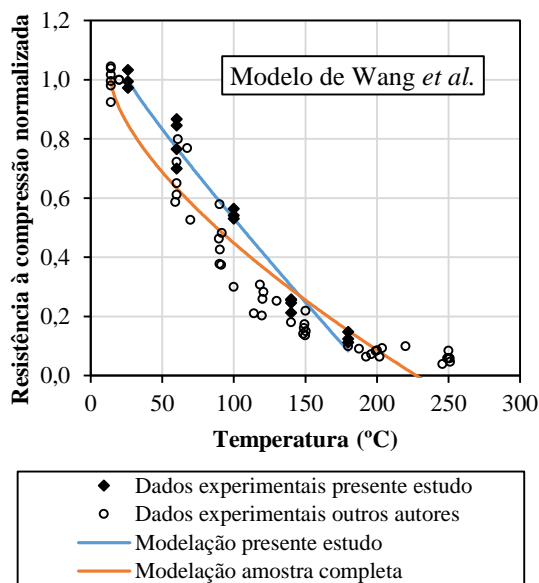


Figura 99: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Wang *et al.* [26].

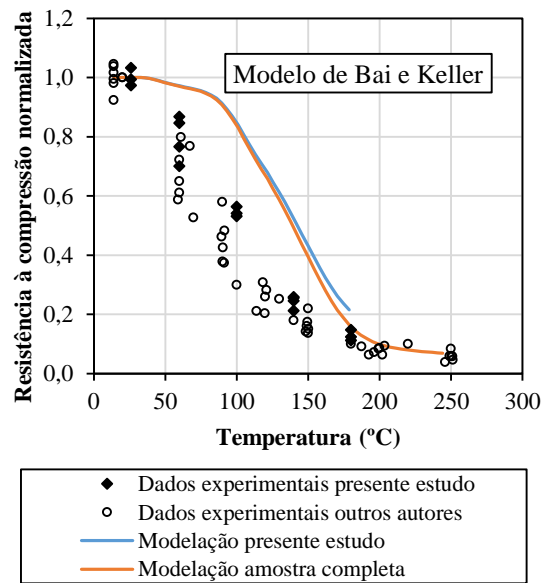


Figura 100: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Bai e Keller [27].

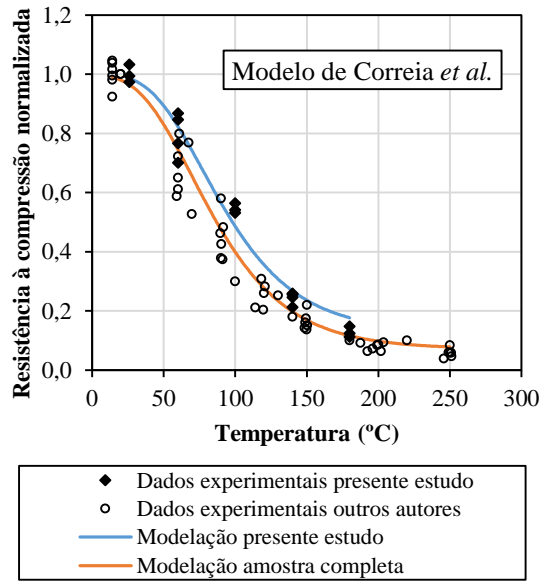


Figura 101: Modelação da resistência à compressão através do modelo proposto por Correia *et al.* [19].

dos dados do presente estudo foi feita considerando a resistência no estado “leathery”, para definição do parâmetro P_l , a 180 °C (já que este foi o valor máximo de temperatura ensaiado superior a T_g); (iii) na modelação da amostra completa, a consideração do parâmetro P_l como sendo definido nos 250 °C é o que conduz ao menor valor de EMPA e, portanto, caracteriza a curva com menor desvio face aos dados experimentais.

Na Figura 102 e na Figura 103 apresenta-se a comparação gráfica das curvas de modelação obtidas por aplicação dos vários modelos à amostra obtida na presente campanha experimental e à amostra completa, respectivamente. As informações relativas a erros médios percentuais e percentuais absolutos listadas na Tabela 8 permitem

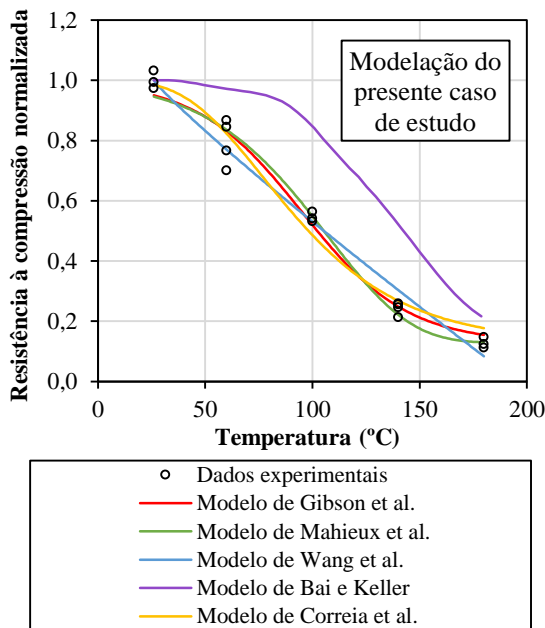


Figura 102: Modelação da resistência à compressão: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (dados obtidos na presente campanha experimental).

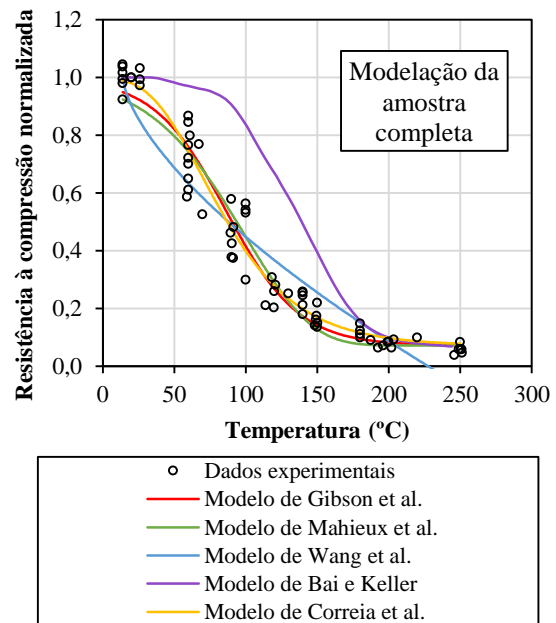


Figura 103: Modelação da resistência à compressão: comparação das curvas obtidas de cada modelo estudado (amostragem completa de dados experimentais).

concluir, por um lado, que para os dados do presente estudo (Figura 102), o modelo de Mahieux *et al.* [25] é o que traduz com maior precisão a resistência do material GFRP em compressão. Para a amostra completa, a simulação da degradação da resistência com a temperatura é melhor conseguida pelo modelo de Gibson *et al.* [24].

Relativamente a ambas as modelações realizadas (dos dados experimentais obtidos no presente estudo e da amostra completa), com excepção do modelo de Mahieux *et al.* [25] e Wang *et al.* [26], os restantes modelos apresentam resistências normalizadas estimadas superiores às medidas, visto que o valor de EMP é positivo, e como tal, traduzem modelos não conservativos de degradação daquela propriedade.

Para além do mais, com excepção do modelo de Bai e Keller [27], o ajuste dos restantes modelos aos dados experimentais obtidos no presente estudo parece ser melhor do que à amostra completa; este resultado está de acordo com o esperado e pode ser explicado pelo facto da amostra completa compilar resultados de várias campanhas experimentais, distintas entre si e, portanto, apresentar uma maior dispersão.

Tabela 8: Resumo dos erros obtidos na modelação da resistência à compressão através dos vários modelos.

Amostra	Parâmetro	Gibson <i>et al.</i>	Mahieux <i>et al.</i>	Wang <i>et al.</i>	Bai e Keller	Correia <i>et al.</i>
Presente estudo	EMP (%)	4,2	-1,0	-1,1	53,3	8,5
	EMPA (%)	9,0	7,7	14,7	53,7	13,9
Amostra completa	EMP (%)	1,3	-1,3	-6,6	65,4	7,9
	EMPA (%)	17,7	19,9	44,2	67,0	18,1

4.4. Considerações finais

No presente capítulo foram apresentados e discutidos os resultados obtidos nas duas séries experimentais ensaiadas, com o objectivo de caracterizar o comportamento a temperatura elevada de perfis pultrudidos de GFRP em corte e em compressão.

Estabelece-se na Figura 104 uma comparação gráfica da degradação com a temperatura das propriedades mecânicas alvo de análise na presente campanha experimental, nomeadamente em termos do comportamento em corte (resistência, rigidez global e módulo de distorção) e do comportamento em compressão (resistência, rigidez global e módulo de elasticidade).

Os dados mostram que a resistência ao corte é mais vulnerável à temperatura do que a resistência à compressão, ao contrário do que se havia concluído na análise comparativa apresentada na secção 2.4.5 (Figura 21) e referente aos estudos realizados por Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19]. Note-se, contudo, que nos ensaios realizados por Bai e Keller e Correia *et al.*, os provetes não foram solicitados a um esforço de corte puro, mas sim a um esforço de tracção a 10° com a direcção da pultrusão (corte com tracção). Portanto, o facto de haver fibras a funcionar à tracção poderá explicar a aparente maior susceptibilidade da resistência à compressão à temperatura elevada, face à resistência ao corte, que aqueles autores haviam reportado.

Ainda assim, a campanha experimental permitiu corroborar a afirmação de que a resistência à tracção (solicitada segundo a direcção longitudinal das fibras) é menos susceptível à degradação com a temperatura elevada do que as resistências à compressão e ao corte; esta conclusão advém da comparação dos resultados obtidos no âmbito desta dissertação (em termos de compressão e corte) com os obtidos nos estudos de comportamento em tracção de materiais FRP realizados por Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19], reportados na secção 2.4.3 (os últimos ilustrados também na Figura 105 e realizados no mesmo material).

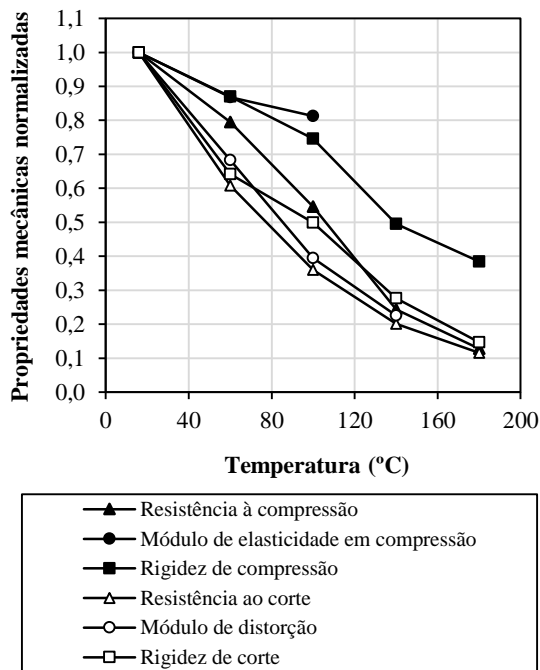


Figura 104: Variação de propriedades mecânicas, em compressão e em corte, com a temperatura para os resultados obtidos na presente campanha experimental (valores médios).

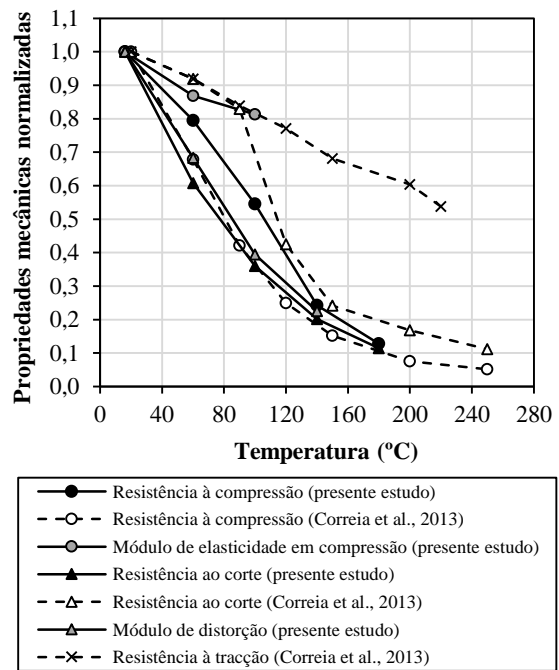


Figura 105: Comparação da variação das propriedades mecânicas, em compressão e em corte, com a temperatura, entre os resultados obtidos na presente campanha experimental e a campanha de Correia et al. [19] (valores médios).

Como havia sido mencionado na secção 4.2.4, as diferentes propriedades associadas ao comportamento em corte apresentam uma tendência de degradação com a temperatura similar entre si; somente a rigidez de corte aparentou uma redução inferior, comparativamente com o módulo de distorção e a resistência ao corte, para temperaturas próximas da temperatura de transição vítrea da matriz.

Ainda relativamente à Figura 105, note-se que o módulo de elasticidade em compressão aparenta (pelo menos até aos 100 °C) um padrão de degradação semelhante ao registado por Correia *et al.* [19] nos ensaios de tração. Contudo, são necessários estudos adicionais sobre a referida propriedade, em especial para as temperaturas na proximidade e após a transição vítrea, visto que é esperado que nesta gama de temperaturas, o módulo de elasticidade sofra uma degradação mais significativa [9] e superior à registada, no presente estudo, até aos 100 °C. Para temperaturas mais elevadas, a degradação da resistência à compressão parece aproximar-se do comportamento em corte do material. Embora a campanha experimental de compressão só tenha possibilitado a determinação do módulo de elasticidade até 100 °C, os resultados mostram que esta propriedade é, entre as demais analisadas e até à temperatura referida, a menos vulnerável a temperaturas elevadas.

Refira-se ainda que para uma temperatura de 60 °C, facilmente atingível em aplicações exteriores ou em estruturas de cobertura [19], as propriedades analisadas revelam reduções significativas, em especial no que diz respeito às propriedades mecânicas em corte (que apresentam reduções iguais ou superiores a 30%).

Os resultados experimentais obtidos na presente campanha experimental, assim como os de campanhas desenvolvidas por outros autores, foram utilizados como forma de validação de modelos empíricos e semi-empíricos na modelação da degradação com a temperatura da resistência ao corte, do módulo de distorção e da resistência à compressão do material de perfis pultrudidos de GFRP.

5. Conclusões e perspectivas de desenvolvimentos futuros

5.1. Conclusões

Os materiais FRP têm vindo a registar um número crescente de aplicações no sector da construção, muito devido às vantagens que apresentam face aos materiais tradicionais, nomeadamente o seu peso próprio reduzido, as boas características de isolamento térmico e eléctrico, a elevada resistência mecânica e durabilidade, mesmo em ambientes de exposição agressivos e corrosivos. No entanto, embora existam problemas associados à sua grande deformabilidade, susceptibilidade a fenómenos de encurvadura e inexistência de regulamentação específica à sua aplicação, o desconhecimento do comportamento destes materiais quando expostos ao fogo e a temperatura elevada é um dos principais motivos que impede a sua utilização generalizada como material estrutural, sobretudo em edifícios. A este respeito, não obstante alguns estudos terem demonstrado que as propriedades mecânicas destes materiais sofrem elevada deterioração a temperaturas moderadamente elevadas, ainda existem muitas dúvidas sobre o comportamento do material a temperatura elevada.

A campanha experimental desenvolvida no âmbito da presente dissertação teve como principal objectivo a caracterização do comportamento mecânico a temperatura elevada de materiais FRP. Para o efeito, foi estudado o comportamento em corte e em compressão de perfis pultrudidos de GFRP, expostos a diferentes temperaturas, desde a temperatura ambiente até 180 °C, incluindo assim o processo de transição vítrea da matriz polimérica (T_g compreendida entre os 100 e os 152 °C), que é sabido ter um papel relevante na degradação das propriedades mecânicas destes materiais.

Nos **ensaios ao corte**, realizados segundo a metodologia de teste *V-Notched Beam Method* [29], o material apresentou uma resposta aproximadamente linear em termos de carga-deslocamento, tendo-se registado uma redução progressiva da rigidez global do sistema (correspondente à rigidez do provete e do esquema de ensaio) até ser atingida a carga máxima. Tal como esperado, verificou-se que para temperaturas de aquecimento crescentes, a rigidez global sofreu uma redução acentuada, apresentando a 100 °C e a 180 °C valores residuais de 50% e 15%, face à rigidez à temperatura ambiente, respectivamente.

Relativamente às curvas tensão de corte-distorção, até 100 °C, estas apresentaram um traçado aproximadamente linear até ser atingida a tensão máxima de corte. Porém, para temperaturas superiores a esta, o comportamento do material foi claramente não linear, o que poderá estar relacionado com a ocorrência de empolamento das camadas superficiais do material que introduziram perturbações nas leituras do videoextensómetro. Não obstante as referidas dificuldades, as curvas permitiram observar a redução com a temperatura da resistência ao corte e do módulo de distorção. Relativamente à resistência ao corte, observou-se a 60 °C uma redução de 39% por comparação com o valor à temperatura ambiente, sendo essa redução a 180 °C de 88%. Note-se, contudo, que o modo de rotura observado a 180 °C (rotura por esmagamento) foi claramente distinto do registado para as outras temperaturas (corte total da secção crítica dos provetes), pelo que o valor médio de resistência obtido a 180 °C é um minorante da resistência àquela temperatura (embora o valor obtido esteja conforme com a tendência de degradação registada para temperaturas inferiores a esta).

Quanto ao módulo de distorção, o material apresentou reduções de 30% e 77%, comparativamente à temperatura ambiente, a 60 °C e 140 °C, respectivamente. A determinação do módulo de distorção a 180 °C não foi possível

devido ao referido fenómeno de empolamento das camadas superficiais do material (especialmente evidente em provetes ensaiados a essa temperatura), que conduziu a leituras pouco fiáveis do videoextensómetro e afectou inevitavelmente o cálculo do módulo de distorção.

Os resultados obtidos nesta campanha experimental, em termos de resistência ao corte, foram comparados com os resultados experimentais das campanhas de Bai e Keller [18] e Correia *et al.* [19]. Esta comparação mostrou que a degradação da resistência com a temperatura verificada na presente campanha experimental foi mais acentuada do que a verificada pelos outros autores. Na origem desta diferença estará o facto de nos estudos realizados por Bai e Keller e Correia *et al.* ter sido simulado um esforço de corte através da aplicação de um esforço de tracção desalinhado em 10° com a direcção de pultrusão, o que não origina um estado de tensão de corte puro.

Os resultados obtidos na campanha experimental desenvolvida, conjuntamente com os dados experimentais obtidos noutros estudos existentes na literatura, foram utilizados para avaliar a fiabilidade de modelos de degradação propostos na literatura para descrever a variação com a temperatura da resistência ao corte e do módulo de distorção. Os modelos testados foram as formulações empíricas de Gibson *et al.* [24], Mahieux *et al.* [25], Wang *et al.* [26] e Correia *et al.* [19], assim como o modelo semi-empírico desenvolvido por Bai e Keller [27]. Em geral, e com excepção do modelo de Bai e Keller, a aplicação dos vários modelos resultou em curvas com um bom ajuste aos dados experimentais obtidos na presente campanha e um traçado muito próximo entre si; os modelos apresentaram erros médios percentuais absolutos entre 6,2% e 19,6%, sendo que o que melhor traduziu a degradação da resistência ao corte com a temperatura, ainda que de uma forma não conservativa, foi o de Wang *et al.* Este modelo foi também o que melhor se ajustou aos resultados experimentais do módulo de distorção.

A segunda série experimental envolveu **ensaios de compressão** em colunas curtas de um perfil pultrudido de GFRP de secção I. As curvas carga-deslocamento exibiram um troço inicial não linear, associado à fase de ajustamento do provete aos blocos ranhurados de suporte, após o qual a resposta do material foi aproximadamente linear até à rotura. A rigidez global registou um decréscimo com o aumento da temperatura, possuindo um valor residual, comparado à temperatura ambiente, de 38% aos 180 °C.

À semelhança do que se registou nos ensaios de corte, também nos ensaios de compressão se observou empolamentos das camadas superficiais do material que constitui os provetes, sobretudo às temperaturas de ensaio mais elevadas. Por este motivo, só foi possível a definição de curvas tensão-deformação axial até 100 °C (inclusivé); estas apresentaram um troço inicial de traçado irregular (devido ao ajuste do provete aos blocos ranhurados) ao qual se seguiu um andamento tendencialmente linear até à rotura. A resistência à compressão exibiu valores residuais, relativamente à temperatura ambiente, de 55% e 13% a 100 °C e 180 °C, respectivamente. Relativamente ao módulo de elasticidade, os resultados obtidos permitiram concluir que esta propriedade apresenta uma redução pouco expressiva, pelo menos até 100 °C, com valores residuais de 13% e 19% às temperaturas de 60 °C e 100 °C, respectivamente.

Em relação aos modos de rotura dos provetes ensaiados à compressão, à temperatura ambiente observaram-se roturas por esmagamento do material na zona de contacto com os blocos ranhurados de suporte, tendo sido também evidentes sinais de delaminação das camadas de reforço. A temperatura elevada a rotura deu-se primeiro por esmagamento na zona de contacto com os blocos ranhurados, ao que se seguiu o enrugamento do material na zona livre do provete. Este modo de rotura, que vai de encontro ao que já havia sido observado na campanha de

Correia *et al.* [19], é devido ao amolecimento da resina durante o processo de transição vítrea, que leva à encurvadura das fibras que deixam de estar confinadas pela matriz.

A degradação da resistência à compressão revelou-se menos acentuada do que a reportada nos estudos de Bai e Keller [18], Correia *et al.* [19] e Wang *et al.* [21], em particular a temperaturas inferiores a 100 °C. Para temperaturas superiores a este valor, os resultados são consistentes com os dos autores mencionados.

Relativamente à modelação da resistência à compressão, utilizou-se um conjunto de dados experimentais que incluíram os resultados obtidos nas campanhas desenvolvidas por Bai e Keller [18], Correia *et al.* [19] e Wang *et al.* [21]. Para os dados da presente campanha experimental, o modelo que melhor se ajustou aos resultados experimentais foi o de Mahieux *et al.*; este modelo forneceu estimativas conservativas da resistência à compressão normalizada. Considerando a amostra de dados completa, isto é, compreendendo todos os dados experimentais disponíveis na literatura, o modelo que melhor se ajustou à amostra foi o de Gibson *et al.*

De uma forma geral, os resultados obtidos na presente dissertação comprovaram que as propriedades mecânicas do material sofrem reduções significativas com a temperatura elevada, estando, por isso, de acordo com os (poucos) resultados reportados por outros autores na literatura. Relativamente à degradação do módulo de elasticidade e do módulo de distorção com a temperatura, não havia qualquer resultado reportado na literatura, pelo que a presente dissertação constitui um importante contributo para avanço do conhecimento nesta área.

Os ensaios mostraram que: (i) a resistência ao corte é mais vulnerável à acção térmica do que a resistência à compressão; (ii) as propriedades associadas ao comportamento em corte (resistência, rigidez e módulo de distorção) apresentam uma tendência de degradação semelhante com a temperatura; (iii) a degradação da resistência à compressão tende a aproximar-se do comportamento em corte do material, sobretudo para as temperaturas mais elevadas; (iv) embora os dados obtidos na presente campanha experimental relativamente ao módulo de elasticidade estejam limitados até 100 °C, os resultados parecem evidenciar que esta propriedade é, entre as demais analisadas, a que menos se degrada com a temperatura.

Ficou assim demonstrado que os materiais FRP são particularmente sensíveis à acção térmica, mesmo para temperaturas moderadas (60 °C), passíveis de serem atingidas em aplicações exteriores ou em estruturas de cobertura; de facto, para este valor de temperatura, os ensaios mostraram que as propriedades estudadas sofrem degradações significativas, nomeadamente no que diz respeito ao comportamento em corte, cujas propriedades apresentam reduções iguais ou superiores a 30% àquela temperatura.

Ainda que só tenha sido possível obter valores credíveis/válidos do módulo de distorção até aos 140 °C e do módulo de elasticidade até aos 100°C, os resultados obtidos nesta campanha permitiram conhecer o comportamento destas propriedades quando o material é exposto a temperatura elevada, algo que até então não havia sido possível estudar com sucesso.

Relativamente às modelações efectuadas, conclui-se que, em geral, os modelos sugeridos na literatura oferecem estimativas fiáveis da degradação, em função da temperatura, da resistência (ao corte e à compressão) e do módulo de distorção. Somente o modelo de Bai e Keller, por ser o único semi-empírico, é aquele que apresenta maiores desvios da curva teórica aos resultados experimentais, não aparentando ser adequado para a modelação analítica das referidas propriedades.

Finalmente, e apesar das dificuldades na determinação de algumas propriedades a temperaturas mais elevadas, considera-se que os objectivos inicialmente previstos foram atingidos; os resultados e as conclusões obtidos na presente dissertação contribuirão para o avanço do conhecimento num tópico com reconhecidas necessidades de investigação.

5.2. Perspectivas de desenvolvimentos futuros

Após a conclusão da presente dissertação, e embora os resultados obtidos tenham contribuído para o desenvolvimento do estado do conhecimento existente sobre o comportamento mecânico de perfis pultrudidos de GFRP quando sujeitos a temperaturas elevadas, este é um tema que ainda carece de estudos adicionais e mais aprofundados. Neste sentido, apresentam-se em seguida alguns aspectos que poderão ser tidos em conta em estudos experimentais futuros, assim como questões que merecem estudos mais aprofundados:

- i. Realização de estudos experimentais semelhantes aos apresentados neste documento, incluindo a repetição dos ensaios realizados, em corte e em compressão, de modo a validar ou refutar os resultados apresentados na presente dissertação. Salienta-se a importância do estudo do efeito da temperatura, em especial na proximidade da temperatura de transição vítrea, no módulo de distorção e módulo de elasticidade em compressão, cujos resultados válidos no presente estudo ficaram limitados a temperaturas de exposição do material de 140 °C e 100 °C, respectivamente. Relembre-se que estas duas propriedades permanecem ainda pouco caracterizadas na literatura, pelo que resultados experimentais adicionais são necessários e de extrema importância, não só para validar os resultados no presente estudo obtidos, como também para colmatar lacunas no estado do conhecimento a seu respeito;
- ii. Na repetição dos ensaios a temperatura elevada, quer ao corte quer à compressão, deverão ser adoptadas medidas de preparação dos provetes ou alteração do esquema de ensaio/qualidade dos pontos de leitura que minimizem os erros associados às leituras efectuadas pelo videoextensómetro, inerentes à má definição das curvas tensão-deformação axial e tensão de corte-distorção, sobretudo para as temperaturas de teste mais elevadas;
- iii. Estudo do efeito da temperatura na capacidade resistente do material ao esmagamento, dado que na presente campanha experimental, os provetes ensaiados ao corte a temperaturas superiores a 140 °C mostraram sinais evidentes de esmagamento nas zonas de apoio/carregamento, o que afectou seriamente o modo de rotura experienciado pelos provetes e a fiabilidade dos resultados obtidos em termos de deslocamentos medidos pelo videoextensómetro e a própria resistência da secção. Embora tenha sido feito um esforço para evitar a ocorrência de esmagamento nos provetes, reforçando-os com chapas de aço de pequena espessura, esta medida não foi bem sucedida pelo que, futuramente, poderão ser estudadas formas alternativas de evitar a ocorrência deste fenómeno;
- iv. No presente estudo, os dados válidos obtidos em termos do módulo de distorção compreenderam somente três temperaturas de exposição (60 °C, 100 °C e 140 °C), enquanto que o módulo de elasticidade apenas foi caracterizado a duas temperaturas elevadas (60 °C e 100 °C). Deste modo, em estudos experimentais futuros, uma avaliação mais aprofundada da vulnerabilidade destas propriedades mecânicas à acção térmica requererá, não só, ensaios a temperaturas mais elevadas do que as aqui testadas, bem como a

temperaturas intermédias às referidas, permitindo assim caracterizá-las de uma forma mais completa, sobretudo durante e após os processos de transição vítrea e decomposição;

- v. Estudo experimental do comportamento mecânico de materiais GFRP na proximidade, durante e após a fase de decomposição da matriz polimérica, isto é, para temperaturas superiores a 200 °C, considerando ensaios de tracção, corte e compressão, de curta e longa duração (permitindo assim avaliar o efeito conjunto de temperatura e fluência);
- vi. Estudo experimental do módulo de elasticidade em tracção, com especial ênfase na gama de temperaturas envolvida no processo de transição vítrea da matriz e, também, durante e após a decomposição da matriz;
- vii. Desenvolvimento de novos modelos e/ou validação dos modelos existentes na literatura para a simulação da degradação com a temperatura das propriedades mecânicas de materiais GFRP, em particular o módulo de distorção e o módulo de elasticidade, em tracção e em compressão. Salienta-se a importância da existência de dados experimentais a mais temperaturas de teste, permitindo assim conferir maior representatividade às amostras de dados utilizadas para efeitos de modelação das propriedades, o que permitirá a obtenção de curvas teóricas de degradação mais fiáveis. Poderá eventualmente considerar-se a discretização das referidas curvas em intervalos de temperatura, caso o padrão de degradação da propriedade a modelar assim o exija;
- viii. Aprofundar o conhecido sobre a evolução com a temperatura das propriedades térmicas e de reacção ao fogo de perfis pultrudidos de GFRP;
- ix. Caracterização da degradação com a temperatura da energia de fractura de materiais pultrudidos em GFRP, tendo em vista a definição de critérios de rotura do material a temperatura elevada.

Referências bibliográficas

- [1] Correia, J. R., *Compósitos de Matriz Polimérica*, em *Ciência e Engenharia de Materiais de Construção*, Fernanda Margarido e Maria Clara Gonçalves (Editoras), IST Press, Lisboa, 2012.
- [2] Correia, J. R., *Utilização de materiais FRP em aplicações da Engenharia Civil*, Palestra, Instituto Superior Técnico, 2015.
- [3] Bank, L. C., *Composites for Construction - Structural Design with FRP Materials*, em *Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials*, Wiley, New Jersey, 2007.
- [4] Correia, J. R., *GFRP Pultruded Profiles in Civil Engineering: Hybrid Solutions, Bonded Connections and Fire Behaviour*, Tese de Doutoramento em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2007.
- [5] Correia, J. R., Branco, F. A., Ferreira, J. G., Bai, Y. , e Keller, T., *Fire protection systems for building floors made of pultruded GFRP profiles - Part 1: Experimental investigations*, *Composites Part B: Engineering*, Vol. 41, N. 8, pp. 617–629, 2010.
- [6] Mouritz, A. P., Gibson, A. G., *Fire Properties of Polymer Composite Materials*, Springer, Dordrecht, 2006.
- [7] Silva, A., *Compósitos*, https://fenix.tecnico.ulisboa.pt/downloadFile/3779571592480/Compositos_0.pdf, acessado a 11 Outubro 2015.
- [8] *Princípio de Ciência e Engenharia dos Materiais*, slides da disciplina de Química Geral, Instituto Superior Técnico, <http://disciplinas.ist.utl.pt/qgeral/mecanica/MatComp.pdf>, acessado a 11 Outubro 2015.
- [9] Correia, J. R., Bai, Y., e Keller, T., *A review of the fire behaviour of pultruded GFRP structural profiles for civil engineering applications*, *Composite Structures*, Vol. 127, pp. 267–287, 2015.
- [10] Morgado, T., *Comportamento ao fogo de vigas de compósito de GFRP*, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [11] Campbell, F. C., *Structural Composite Materials*, em *Manufacturing Processes for Advanced Composites*, ASM International, 2010.
- [12] Feih, S., Boiocchi, E., Kandare, E., Mathys, Z., Gibson, A. G., e Mouritz, A. P., *Strength degradation of glass and carbon fibres at high temperature*, 17th International Conference on Computing and Mission, 2009.
- [13] Feih, S., Mathys, Z., Gibson, A. G., e Mouritz, A. P., *Tensile strength modeling of glass fiber - polymer composites in fire*, *Journal of Composite Materials*, Vol. 41, pp. 2387–2410, 2007 (citado por Feih *et al.*, 2009).
- [14] Feih, S., Mathys, Z., Gibson, A. G., e Mouritz, A. P., *Strength degradation of glass fibers at high temperatures*, *Journal of Materials Science*, Vol. 44, N. 2, pp. 392–400, 2009 (citado por Feih *et al.*, 2009).
- [15] Bai, Y., Keller, T., e Vallée, T., *Modeling of stiffness of FRP composites under elevated and high temperatures*, *Composites Science and Technology*, Vol. 68, N. 15–16, pp. 3099–3106, 2008.

- [16] Feih, S., Mathys, Z., Gibson, A. G., e Mouritz, A. P., *Property degradation of fiberglass composites in fire*, Fourth International Conference on Composites in Fire, Newcastle Upon Tyne, 2005 (citado por Correia *et al.*, 2010).
- [17] Robert, M., Benmokrane, B., *Behaviour of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures*, Journal of Composites for Construction, Vol. 14, pp. 353–360, 2010.
- [18] Bai, Y., Keller, T., *A kinetic model for predicting stiffness and strength of FRP composites in fire*, Proceedings of the Fifth International Conference of Composites in Fire, Newcastle, 2008 (citado por Correia *et al.*, 2012).
- [19] Correia, J. R., Gomes, M. M., Pires, J. M., e Branco, F. A., *Mechanical behaviour of pultruded glass fibre reinforced polymer composites at elevated temperature: Experiments and model assessment*, Composite Structures, Vol. 98, N. 1, pp. 303–313, 2013.
- [20] Gomes, M. M., Correia, J. R., Pires, J. M., e Branco, F. A., *Fire protection systems for glass fibre reinforced polymer (GFRP) pultruded profiles, Task 3 phase 2: Small-scale tensile tests on GFRP pultruded laminates at elevated temperature*, FCT Project PTDC/ECM/100779/2008, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [21] Wang, Y. C., Wong, P. M. H., *An experimental study of pultruded glass fibre reinforced plastics channel columns at elevated temperatures*, Composite Structures, Vol. 81, N. 1, pp. 84–95, 2007.
- [22] Gomes, M. M., Correia, J. R., Pires, J. M., e Branco, F. A., *Fire protection systems for glass fibre reinforced polymer (GFRP) pultruded profiles, Task 3 phase 4: Small-scale compressive tests on GFRP pultruded laminates at elevated temperature*, FCT Project PTDC/ECM/100779/2008, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [23] Gomes, M. M., Correia, J. R., Pires, J. M., e Branco, F. A., *Fire protection systems for glass fibre reinforced polymer (GFRP) pultruded profiles, Task 3 phase 3: Small-scale shear tests on GFRP pultruded laminates at elevated temperature*, FCT Project PTDC/ECM/100779/2008, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [24] Gibson, A. G., Wu, Y., Evans, J. T., e Mouritz, A. P., *Laminate theory analysis of composites under load in fire*, Journal of Composite Materials, Vol. 40, N. 7, pp. 39–58, 2006 (citado por Correia *et al.*, 2012).
- [25] Mahieux, C. A., Reifsnider, K. L., e Case, S. W., *Property modeling across transition temperatures in PMC 's : Part I - tensile properties*, Applied Composite Materials, Vol. 42, pp. 217–234, 2001.
- [26] Wang, K., Young, B., e Smith, S. T., *Mechanical properties of pultruded carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) plates at elevated temperatures*, Engineering Structures, Vol. 33, N. 7, pp. 2154–2161, 2011.
- [27] Bai, Y., Keller, T., *Modeling of strength degradation for fiber-reinforced polymer composites in fire*, Journal of Composite Materials, Vol. 43, N. 21, pp. 2371–2385, 2009 (citado por Correia *et al.*, 2012).

- [28] Morgado, T., Nunes, F., Correia, J. R., e Branco, F., *Fire protection systems for glass fibre reinforced polymer (GFRP) pultruded profiles, Task 5: Full-scale fire resistance experiments on GFRP pultruded structural elements - Dynamic Mechanical Analysis (DMA)*, FCT Project PTDC/ECM/100779/2008, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [29] ASTM D 5379/D 5379M - 05, *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method*, West Conshohocken, ASTM, 2010.
- [30] Pires, J., *Comportamento Mecânico a Temperaturas Elevadas de Perfis Pultrudidos de Compósito de GFRP*, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2012.
- [31] Bai, Y., Vallée, T., e Keller, T., *Modeling of thermal responses for FRP composites under elevated and high temperatures*, Composites Science and Technology, Vol. 68, N. 1, pp. 47–56, 2008.

Anexos

Anexo A – Ensaio de corte a temperatura elevada

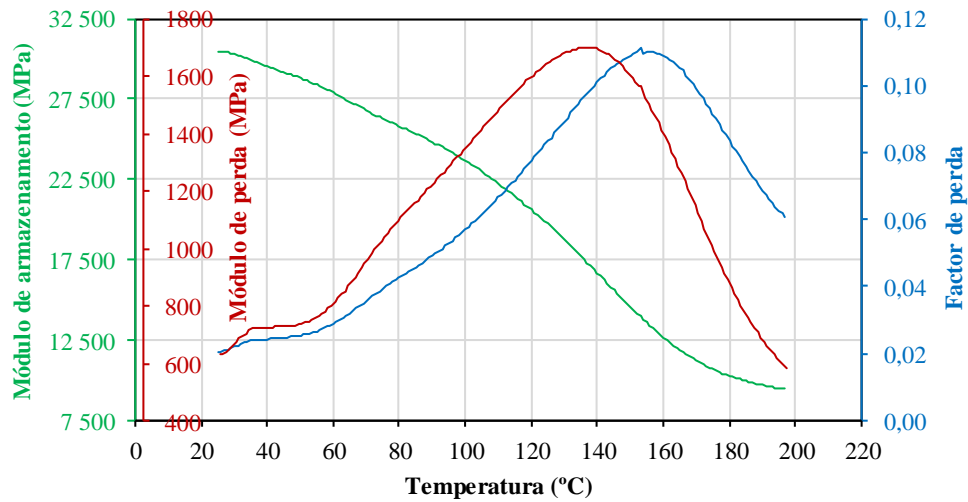


Figura A.1: Resultado dos ensaios DMA, realizados a uma taxa de aquecimento de 2°C/min, em termos de módulo de armazenamento, módulo de perda e factor de perda.

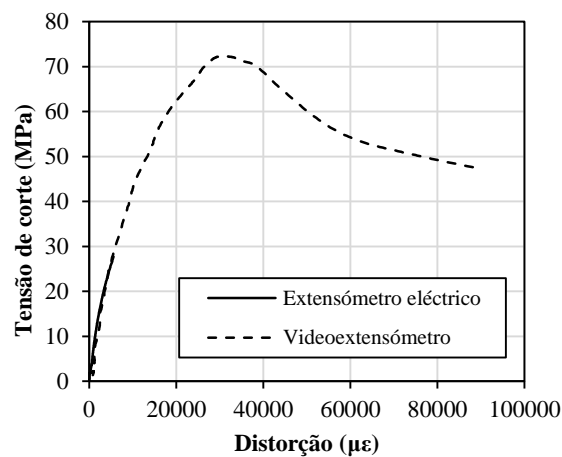


Figura A.2: Curva tensão de corte-distorção obtida por recurso a um extensómetro eléctrico convencional vs. videoextensómetro (ensaio a temperatura ambiente).

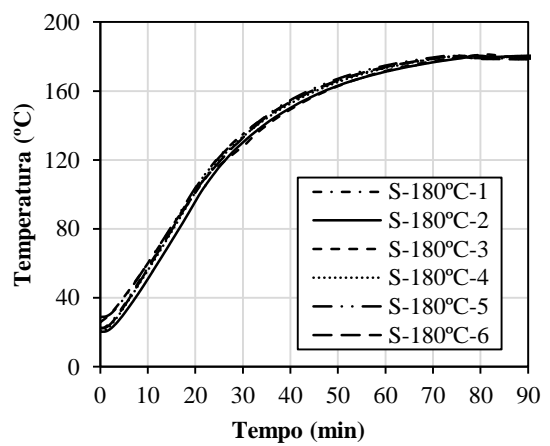
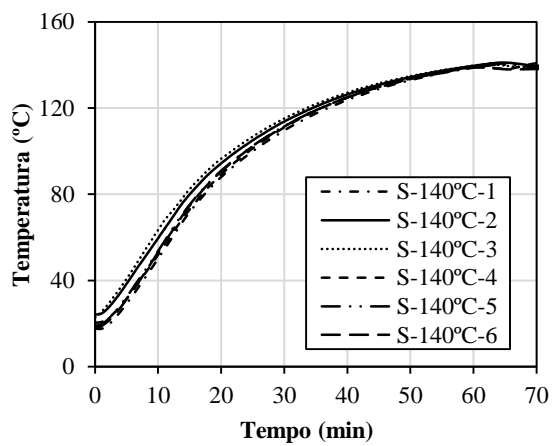
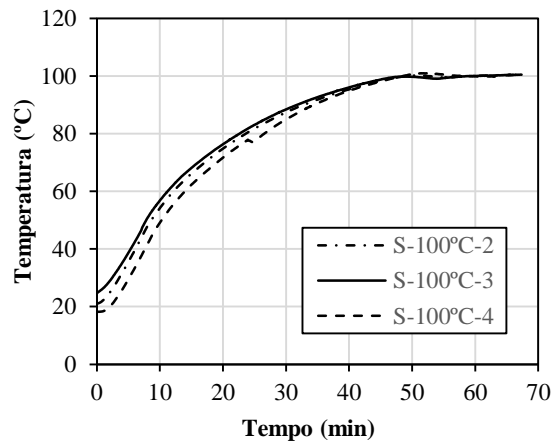
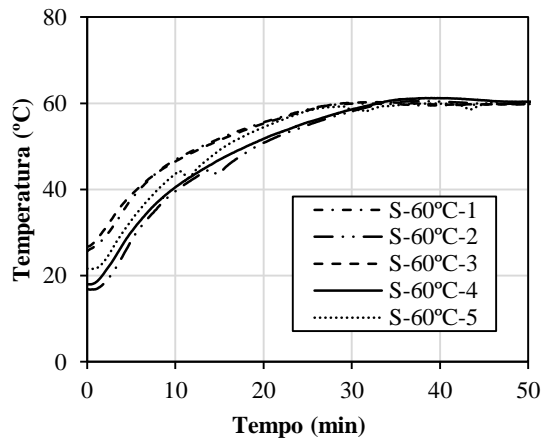


Figura A.3: Curvas de aquecimento de provetes ensaiados ao corte.

Tabela A.1: Taxas de aquecimento da câmara térmica e dos provetes ensaiados ao corte.

Provete	Taxa de aquecimento (°C/min)	
	Câmara térmica	Provete
S-60°C-1	13,4	2,7
S-60°C-2	13,8	3,3
S-60°C-3	10,5	2,6
S-60°C-4	13	3,1
S-60°C-5	14,7	3,1
S-60°C-6	*	*
S-100°C-1	*	*
S-100°C-2	14,1	3,7
S-100°C-3	8,1	3,4
S-100°C-4	14,4	3,5
S-140°C-1	15,3	4,0
S-140°C-2	15,7	3,8
S-140°C-3	16,1	3,7
S-140°C-4	16,1	4,3
S-140°C-5	14,9	4,0
S-140°C-6	14,2	4,0
S-180°C-1	12,7	4,1
S-180°C-2	13,3	4,2
S-180°C-3	12,1	3,8
S-180°C-4	14,0	4,1
S-180°C-5	13,2	3,8
S-180°C-6	13,1	4,2
S-180°C-7	*	*

*Leitura não válida.

Tabela A.2: Resultados obtidos nos ensaios de corte em termos de rigidez (K), força máxima ($F_{m\acute{a}x}$), resist\^encia ao corte ($\tau_{m\acute{a}x}$) e m\^odulo de distor\^c\~ao (G).

Provete	T (°C)	K (kN/mm)	F _{m\acute{a}x} (kN)	$\tau_{m\acute{a}x}$ (MPa)	G (GPa)
S-16°C-1	16	8,30	10,10	75,00	3,80
S-16°C-2	16	9,30	10,39	79,40	3,30
S-16°C-3	16	8,00	9,70	72,30	3,70
S-16°C-4	16	8,70	11,11	79,10	3,50
S-16°C-5	16	8,50	9,76	73,70	4,00
S-16°C-6	16	9,70	9,82	77,70	3,00
S-60°C-1	60	5,10	4,54	35,80	*
S-60°C-2	60	6,00	6,37	48,70	*
S-60°C-3	60	4,60	6,13	46,80	2,70
S-60°C-4	60	5,60	6,19	47,80	2,20
S-60°C-5	60	5,10	6,13	47,40	2,40
S-60°C-6	60	7,30	6,69	51,30	2,40
S-100°C-1	100	*	3,39	26,00	*
S-100°C-2	100	4,30	3,91	29,00	1,20
S-100°C-3	100	4,50	3,67	27,20	1,60
S-100°C-4	100	4,30	3,65	27,50	*
S-140°C-1	140	2,40	1,95	15,40	0,70
S-140°C-2	140	2,10	1,78	13,40	*
S-140°C-3	140	2,10	2,09	14,80	0,60
S-140°C-4	140	1,80	1,99	14,80	1,10
S-140°C-5	140	3,10	2,51	17,60	0,80
S-140°C-6	140	3,00	2,06	16,00	*
S-180°C-1	180	0,70	0,98	7,20	0,70
S-180°C-2	180	1,60	1,20	9,20	1,80
S-180°C-3	180	1,40	1,15	9,00	*
S-180°C-4	180	1,50	1,15	8,20	*
S-180°C-5**	180	1,40	1,14	10,00	*
S-180°C-6**	180	1,10	0,98	9,20	*
S-180°C-7**	180	*	0,88	8,60	1,40

* Leitura/resultado n\~ao v\~alido.

** Provetes refor\~cados com chapas de a\~co.

Tabela A.3: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos à rigidez global, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

T (°C)	\bar{x} (kN/mm)	σ (kN/mm)	Δ (%)
16	8,75	0,64	-
60	5,62	0,95	-36
100	4,37	0,12	-50
140	2,42	0,53	-72
180	1,28	0,33	-85

Tabela A.4: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos ao módulo de distorção, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

T (°C)	\bar{x} (GPa)	σ (GPa)	Δ (%)
16	3,55	0,36	-
60	2,43	0,21	-32
100	1,40	0,28	-61
140	0,80	0,22	-77
180	1,30	0,56	-63

Tabela A.5: Resultados obtidos nos ensaios de corte relativos à tensão máxima de corte, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

T (°C)	\bar{x} (MPa)	σ (MPa)	Δ (%)
16	76,20	2,96	-
60	46,30	5,38	-39
100	27,43	1,23	-64
140	15,33	1,41	-80
180	8,77	0,89	-88

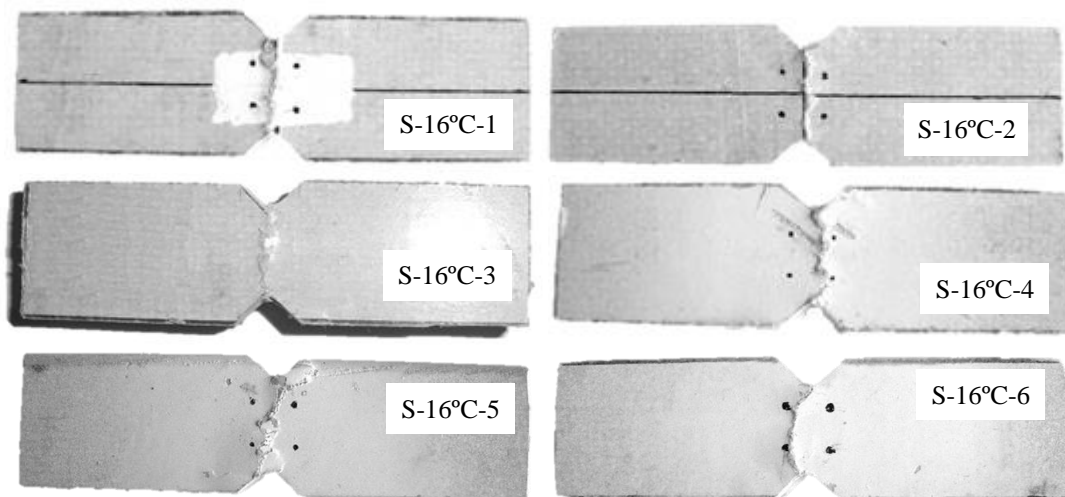


Figura A.4: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte à temperatura ambiente.

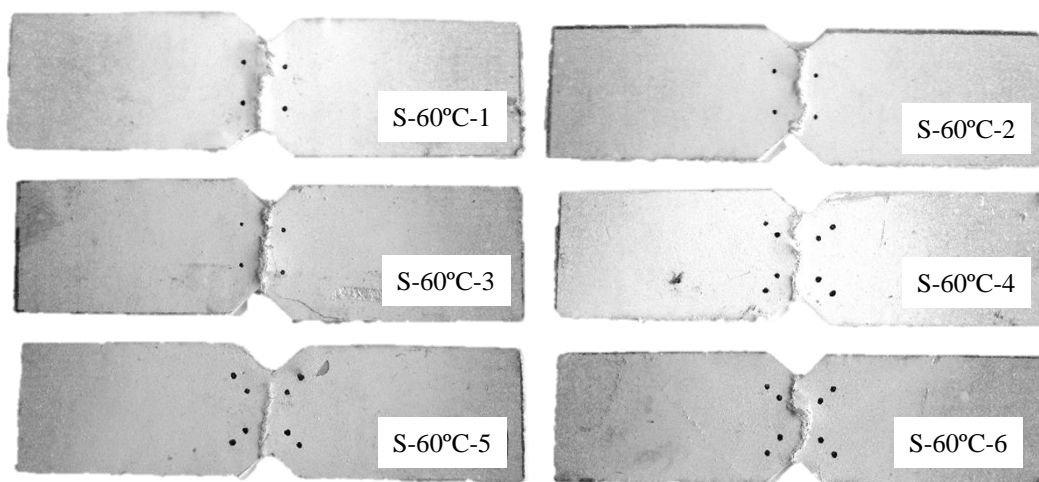


Figura A.5: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 60 °C.

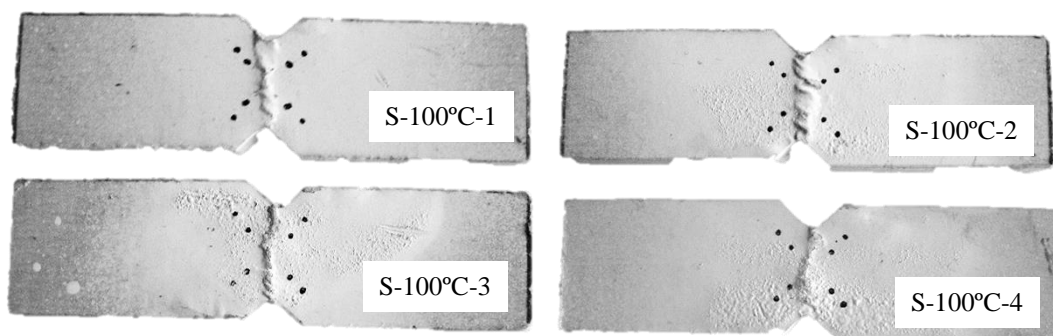


Figura A.6: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 100 °C.

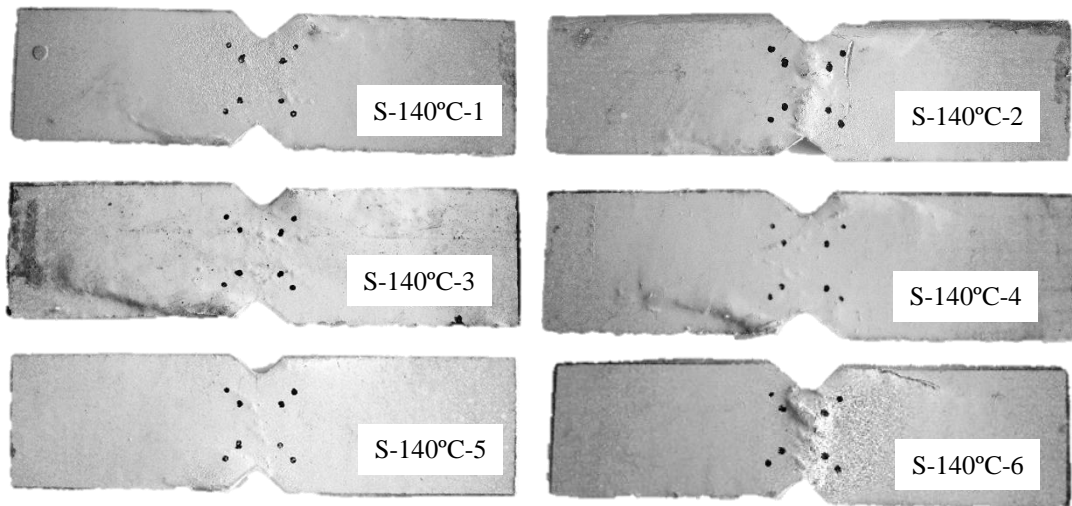


Figura A.7: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 140 °C.

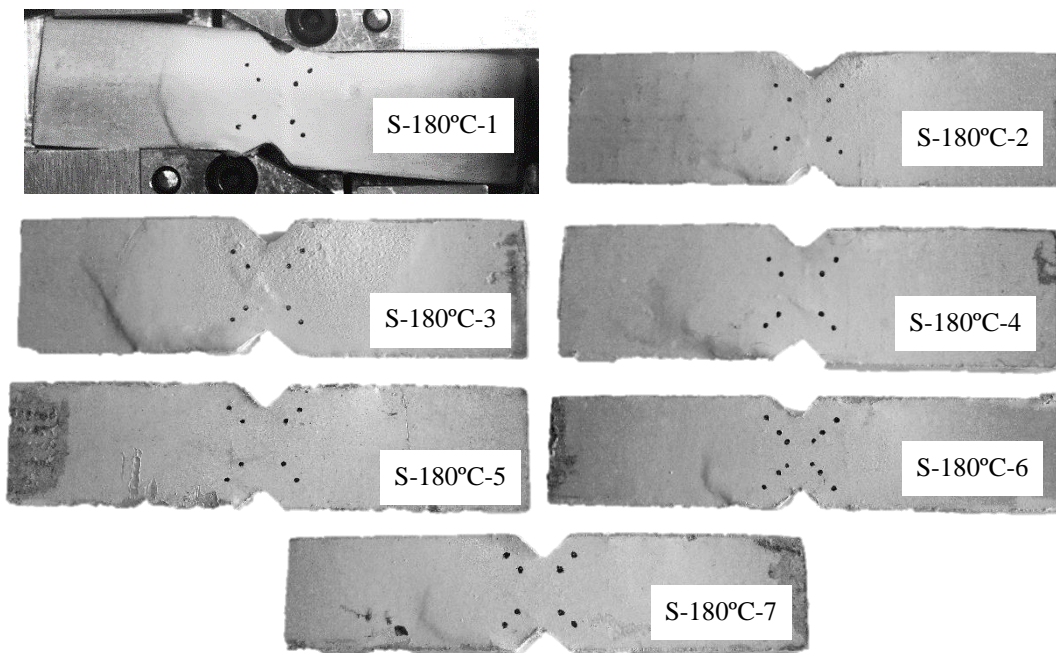


Figura A.8: Modos de rotura de provetes ensaiados ao corte a 180 °C.

Tabela A.6: Valores do grau de transição vítrea (α_g) obtidos através de uma análise DMA.

Temperatura (°C)	α_g (DMA 6°C/min)	Temperatura (°C)	α_g (DMA 6°C/min)
14 / 26	0	137,63	0,523576097
32,91	0,000233427	141,72	0,566059757
35,81	0,00140056	145,82	0,609243697
39,04	0,003734827	149,92	0,652427638
42,41	0,007703081	154,02	0,694911298
45,85	0,012371615	158,1	0,736227824
49,35	0,01774043	162,19	0,775910364
52,89	0,023109244	166,39	0,813492063
56,48	0,028011204	170,49	0,846171802
60,09	0,032212885	174,59	0,874416433
63,73	0,036647993	178,68	0,899159664
67,37	0,040849673	182,76	0,919467787
71,03	0,045051354	186,85	0,93557423
74,69	0,050186741	190,93	0,948879552
78,37	0,057422969	195,02	0,959383754
82,06	0,067460317	199,11	0,967553688
85,81	0,080532213	203,2	0,974089636
89,42	0,098739496	207,19	0,978991597
93,03	0,121615313	211,17	0,982959851
96,75	0,148459384	214,93	0,986227824
100,83	0,182539683	218,58	0,988795518
104,93	0,222455649	222,22	0,990896359
109,05	0,260037348	225,87	0,992763772
113,1	0,297152194	229,51	0,994397759
117,31	0,334033613	233,16	0,996031746
121,5	0,368113912	236,79	0,997432306
125,25	0,404995331	240,44	0,998832866
129,54	0,443277311	244,08	1
133,53	0,48225957		

Tabela A.7: Valores do grau de decomposição (α_d) obtidos através de uma análise TGA-DSC.

Temperatura (°C)	α_d (TGA-DSC 5°C/min)	Temperatura (°C)	α_d (TGA-DSC 5°C/min)
14 / 26	0	137,63	0,000944755
32,91	7,87296E-05	141,72	0,000944755
35,81	0,000118094	145,82	0,000866026
39,04	0,000236189	149,92	0,000944755
42,41	0,000314918	154,02	0,000944755
45,85	0,000314918	158,1	0,001023485
49,35	0,000354283	162,19	0,001023485
52,89	0,000354283	166,39	0,00098412
56,48	0,000393648	170,49	0,00098412
60,09	0,000472378	174,59	0,00098412
63,73	0,000511743	178,68	0,00098412
67,37	0,000551107	182,76	0,015824653
71,03	0,000551107	186,85	0,01653322
74,69	0,000629837	190,93	0,017320516
78,37	0,000629837	195,02	0,018147177
82,06	0,000708567	199,11	0,019052568
85,81	0,000708567	203,2	0,020076053
89,42	0,000708567	207,19	0,021296362
93,03	0,000747931	211,17	0,02267413
96,75	0,000866026	214,93	0,023894439
100,83	0,000826661	218,58	0,025272208
104,93	0,000826661	222,22	0,0268468
109,05	0,000866026	225,87	0,028519804
113,1	0,000866026	229,51	0,03044868
117,31	0,000905391	233,16	0,032416921
121,5	0,000866026	236,79	0,034306431
125,25	0,000866026	240,44	0,036550226
129,54	0,000905391	244,08	0,039254588
133,53	0,000944755		

Tabela A.8 Modelação da resistência ao corte - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo.

Modelo	Parâmetros	Presente campanha experimental	Amostragem completa
Gibson et al. Equação (3)	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,11	0,11
	$T_{g,mech}$ (°C)	72,52	99,32
	k' (-)	0,0207	0,0218
	EMP (%)	-6,0	2,5
	EMPA (%)	12,3	21,3
Mahieux et al. Equação (4)	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,11	0,11
	T_0 (K)	360,04	387,47
	m (-)	11	11
	EMP (%)	-11,2	0,4
	EMPA (%)	19,6	21,7
Wang et al. Equação (5)	P_u (-)	1,00	1,00
	A (-)	1,00	1,00
	B (-)	16,00	16,00
	C (-)	32,06	68,67
	n (-)	0,6745	0,7784
	EMP (%)	0,4	5,8
Bai e Keller Equação (6)	EMPA (%)	6,2	38,1
	P_g (-)	1,00	1,00
	P_l (-)	0,11 *	0,11 *
	P_d (-)	0,00	0,00
	EMP (%)	81,6	43,1
Correia et al. Equação (7)	EMPA (%)	82,5	48,0
	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,11	0,11
	B (-)	-5,07	-9,13
	C (-)	-0,03	-0,03
	EMP (%)	-2,4	7,8
EMPA (%)	7,2	22,8	

* Valor normalizado da propriedade à temperatura de 250°C.

Tabela A.9: Modelação do módulo de distorção - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo.

Modelo	Parâmetros	Presente campanha experimental
Gibson <i>et al.</i> Equação (3)	P_u (-)	1,00
	P_r (-)	0,11
	$T_{g,mech}$ (°C)	61,55
	k' (-)	0,1907
	EMP (%)	-22,0
	EMPA (%)	27,3
Wang <i>et al.</i> Equação (5)	P_u (-)	1,00
	A (-)	1,00
	B (-)	16,00
	C (-)	38,82
	n (-)	0,7207
	EMP (%)	-8,7
	EMPA (%)	13,7
Bai e Keller Equação (6)	P_g (-)	1,00
	P_l (-)	0,11 *
	P_d (-)	0,00
	EMP (%)	62,4
	EMPA (%)	65,3
Correia <i>et al.</i> Equação (7)	P_u (-)	1,00
	P_r (-)	0,11
	B (-)	-149,38
	C (-)	-0,09
	EMP (%)	19,2
	EMPA (%)	25,6

* Valor normalizado da propriedade à temperatura de 250°C.

Anexo B – Ensaios de compressão a temperatura elevada

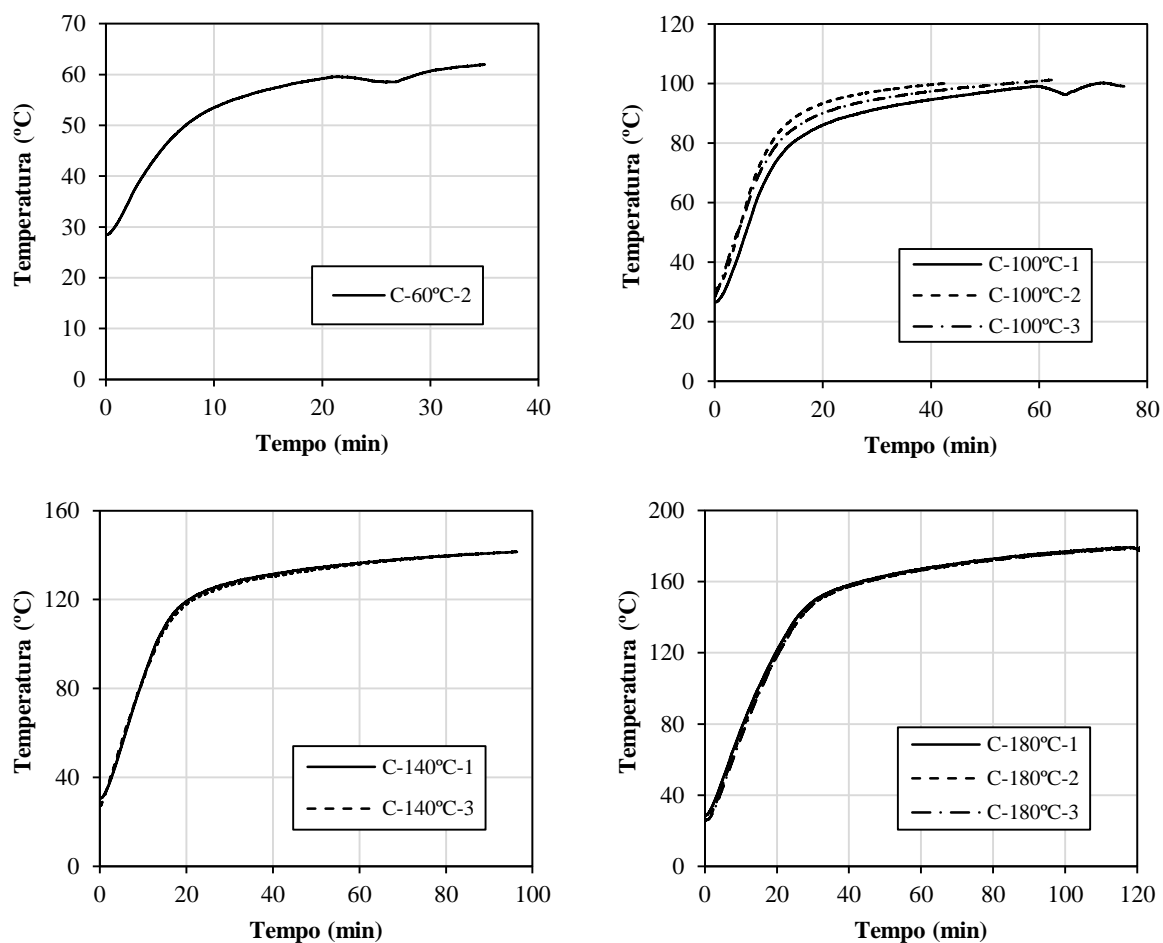


Figura B.1: Curvas de aquecimento de provetes ensaiados à compressão.

Tabela B.1: Taxas de aquecimento da câmara térmica e dos provetes ensaiados à compressão.

Provete	Taxa de aquecimento (°C/min)		Provete	Taxa de aquecimento (°C/min)	
	Câmara térmica	Provete		Câmara térmica	Provete
C-60°C-1	*	*	C-140°C-1	18,2	5,7
C-60°C-2	14,5	4,0	C-140°C-2	*	*
C-60°C-3	*	*	C-140°C-3	17,1	6,2
C-60°C-4	*	*	C-140°C-4	17,9	5,3
C-100°C-1	12,5	4,7	C-180°C-1	18,2	5,5
C-100°C-2	20,3	5,7	C-180°C-2	16,9	5,6
C-100°C-3	16,2	5,2	C-180°C-3	14,9	5,4

*Leitura não válida.

Tabela B.2: Resultados obtidos nos ensaios de compressão em termos de rigidez (K), força máxima ($F_{m\acute{a}x}$), resistência à compressão ($\sigma_{m\acute{a}x}$) e módulo de elasticidade (E).

Provete	T (°C)	K (kN/mm)	F _{máx} (kN)	$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	E (GPa)
C-26°C-1	26	121,40	400,37	223,42	28,90
C-26°C-2	26	*	415,90	232,09	28,10
C-26°C-3	26	124,86	391,97	218,73	28,00
C-60°C-1	60	118,01	340,58	190,06	26,50
C-60°C-2	60	98,08	308,54	172,18	26,70
C-60°C-3	60	105,37	282,13	157,44	23,37
C-60°C-4	60	*	349,26	194,90	21,85
C-100°C-1	100	92,52	213,98	119,41	22,20
C-100°C-2	100	90,28	218,04	121,67	23,60
C-100°C-3	100	92,67	227,04	126,70	23,30
C-140°C-1	140	61,65	99,06	55,28	*
C-140°C-2	140	42,07	85,68	47,81	*
C-140°C-3	140	72,67	102,90	57,42	*
C-140°C-4	140	67,38	104,11	58,10	*
C-180°C-1	180	44,38	50,03	27,92	*
C-180°C-2	180	52,90	59,47	33,19	*
C-180°C-3	180	44,52	45,12	25,18	*

* Leitura/resultado não válido.

Tabela B.3: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos à rigidez, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

T (°C)	\bar{x} (kN/mm)	σ (kN/mm)	Δ (%)
26	123,13	2,45	-
60	107,15	10,08	-13
100	91,82	1,34	-25
140	60,94	13,36	-51
180	47,27	4,88	-62

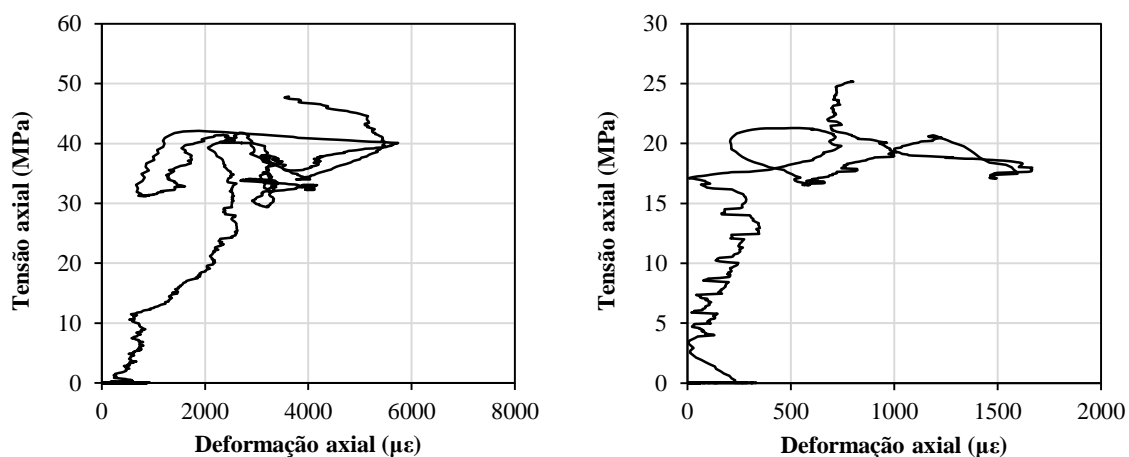


Figura B.2: Exemplo de curvas tensão axial-deformação axial de provetes ensaiados à compressão a 140 °C (esq.) e a 180 °C (dir.).

Tabela B.4: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos ao módulo de elasticidade, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

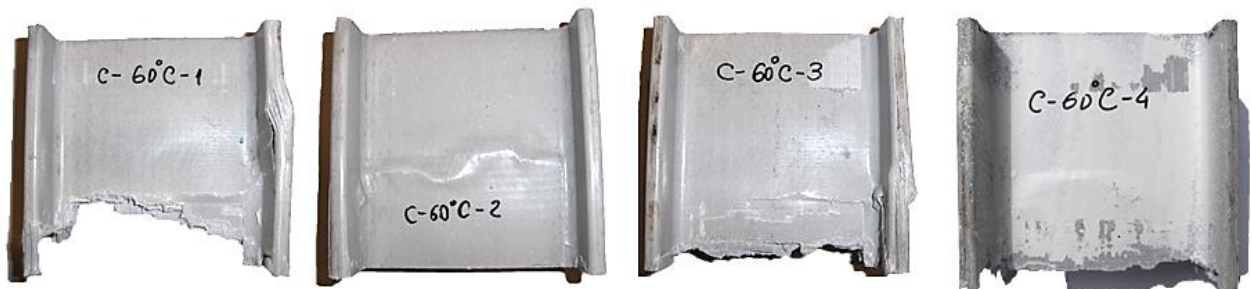
T (°C)	\bar{x} (GPa)	σ (GPa)	Δ (%)
26	28,33	0,49	-
60	24,60	2,39	-13
100	23,03	0,74	-19
140	-	-	-
180	-	-	-

Tabela B.5: Resultados obtidos nos ensaios de compressão relativos à resistência à compressão, em termos de valor médio (\bar{x}), desvio padrão (σ) e redução do valor médio face ao valor à temperatura ambiente (Δ).

T (°C)	\bar{x} (MPa)	σ (MPa)	Δ (%)
26	224,75	6,77	-
60	178,64	17,18	-21
100	122,59	3,73	-45
140	54,65	4,72	-76
180	28,76	4,07	-87



Figura B.3: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão à temperatura ambiente.



* Os provetes 1, 3 e 4 encontram-se danificados na zona inferior da alma, não devido ao modo de rotura sofrido pelos provetes no decorrer do carregamento, mas devido à remoção dos provetes dos blocos ranhurados após o ensaio.

Figura B.4: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 60 °C.



Figura B.5: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 100 °C.



Figura B.6: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 140 °C.



Figura B.7: Modos de rotura de provetes ensaiados à compressão a 180 °C.

Tabela B.6: Modelação da resistência à compressão - parâmetros de modelação, erro médio percentual (EMP) e erro médio percentual absoluto (EMPA) para os vários modelos em estudo.

Modelo	Parâmetros	Presente campanha experimental	Amostragem completa
Gibson et al. Equação (3)	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,13	0,07
	$T_{g,mech}$ (°C)	94,98	86,50
	k' (-)	0,0203	0,0197
	EMP (%)	4,2	1,3
	EMPA (%)	9,0	17,7
Mahieux et al. Equação (4)	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,13	0,07
	T_0 (K)	384,02	377,43
	m (-)	11	9
	EMP (%)	-1,0	-1,3
	EMPA (%)	7,7	19,9
Wang et al. Equação (5)	P_u (-)	1,00	1,00
	A (-)	1,00	1,00
	B (-)	26,00	14,00
	C (-)	108,99	33,34
	n (-)	0,9142	0,6538
	EMP (%)	-1,1	-6,6
	EMPA (%)	14,7	44,2
Bai e Keller Equação (6)	P_g (-)	1,00	1,00
	P_l (-)	0,13 *	0,072 *
	P_d (-)	0,00	0,00
	EMP (%)	53,3	65,4
	EMPA (%)	53,7	67,0
Correia et al. Equação (7)	P_u (-)	1,00	1,00
	P_r (-)	0,13	0,07
	B (-)	-8,36	-6,63
	C (-)	-0,03	-0,03
	EMP (%)	8,5	7,9
	EMPA (%)	13,9	18,1

* Valor normalizado da propriedade à temperatura de 180°C no presente estudo e de 250°C para a amostra completa.