



**TÉCNICO**  
LISBOA

**Efeito da temperatura na eficácia de técnicas de reforço com laminados de fibras de carbono (CFRP)**

**Maria da Graça Perdigão Ferreira Roquette**

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 António Manuel Figueiredo Pinto da Costa

Orientador: Doutor João Pedro Lage da Costa Firmo

Vogal: Professor João Carlos de Oliveira Fernandes de Almeida

**Outubro 2017**



# Resumo

---

A colagem de materiais poliméricos reforçados com fibras de carbono (CFRP) é uma técnica que apresenta um grande potencial na reabilitação e reforço de estruturas. No entanto, o comportamento destes sistemas a temperatura elevada é uma das suas principais desvantagens. De facto, quando é atingida a temperatura de transição vítrea do material mais suscetível a este tipo de ação (geralmente, o adesivo de colagem) ocorre uma redução considerável das suas propriedades mecânicas e, conseqüentemente, a eficácia estrutural do sistema de reforço é fortemente afetada. Neste contexto, a presente dissertação apresenta um estudo experimental e numérico sobre a influência da temperatura elevada no comportamento de sistemas CFRP para reforço de elementos de betão armado.

A campanha experimental teve como objetivo caracterizar o comportamento mecânico a temperatura elevada de um adesivo epoxídico utilizado na colagem de materiais CFRP em betão armado. Para tal, foram realizados ensaios de tração e de corte em provetes de adesivo expostos a temperaturas entre 20 °C e 120 °C. Os resultados obtidos confirmaram a suscetibilidade deste tipo de adesivos quando sujeitos a temperaturas elevadas: a 70 °C a resistência à tração e ao corte apresentam reduções de cerca de 85% em relação aos valores à temperatura ambiente; à mesma temperatura, os módulos de elasticidade e de distorção são aproximadamente nulos.

A investigação numérica teve como principal objetivo o estudo do comportamento mecânico da ligação betão-CFRP a temperatura elevada em sistemas CFRP instalados segundo a técnica *externally bonded reinforcement* (EBR) ou *near surface mounted* (NSM). Para o efeito, desenvolveram-se modelos tridimensionais de elementos finitos para simular ensaios de aderência em elementos de betão armado reforçados com laminados de CFRP realizados a 20 °C, 55 °C e 90 °C; neste estudo foram adotadas duas estratégias de modelação: (i) simulando explicitamente a camada de adesivo (utilizando as propriedades determinadas de forma independente na presente campanha experimental); (ii) simulando a ligação betão-CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura disponíveis na literatura. A comparação dos resultados numéricos com os resultados experimentais de um trabalho de investigação anterior permitiu confirmar que a estratégia (i) fornece estimativas, em geral, mais rígidas (e.g. a 90 °C entre 3,1 a 5,2 vezes); tal como esperado, os resultados numéricos obtidos com a estratégia (ii) apresentaram uma concordância assinalável com os resultados experimentais. Este estudo numérico permitiu concluir que, para simular com precisão o comportamento da ligação betão-CFRP a temperatura elevada, é necessário considerar o escorregamento nas interfaces dos materiais e, por outro lado, permitiu quantificar a importância relativa desse fenómeno face à distorção do adesivo.

**Palavras-chave:** Polímeros reforçados com fibras de carbono (CFRP), adesivos epoxídicos, eficácia estrutural, temperatura elevada, estudo experimental, estudo numérico.



# Abstract

---

The bonding of carbon fibre-reinforced polymers (CFRP) is a technique that presents great potential in strengthening and retrofitting of structures. Nevertheless, the performance of these strengthening systems at elevated temperatures is one of their main disadvantages. In fact, when the glass transition temperature of the most susceptible material to this type of action (generally, the bonding adhesive) is reached, its mechanical properties are severely deteriorated and, consequently, the structural effectiveness of the strengthening system is substantially affected. In this context, the present dissertation presents an experimental and numerical regarding the influence of elevated temperatures on CFRP strengthening systems used in reinforced concrete (RC) structures.

The experimental campaign aimed at the characterization of the mechanical response of an epoxy adhesive, typically used as a bonding agent in CFRP strengthening systems, as a function of temperature. For this purpose, shear and tensile tests were performed on adhesive specimens exposed to temperatures between 20 °C to 120 °C. The results obtained confirmed that the both shear and tensile properties present a considerable reduction with increasing temperatures: at 70 °C the shear and tensile strengths were both reduced by around 85% compared to ambient temperature, while the tensile and shear modulus became negligible at that temperature.

The main objective of the numerical investigation was the study of the mechanical behaviour of the concrete-CFRP bond at elevated temperature, with the CFRP systems installed according to either the externally bonded reinforcement (EBR) or the near surface mounted (NSM) techniques. For this purpose, three-dimensional (3D) finite element (FE) models were developed to simulate double-lap shear tests performed on concrete blocks strengthened with CFRP strips, at 20 °C, 55 °C and 90 °C. Two distinct modelling strategies for the concrete-CFRP bond were adopted: (i) to explicitly simulate the bonding adhesive considering the mechanical properties of the adhesive determined in the experimental campaign and assuming a perfect bond between all constituent materials; and, alternatively, (ii) to simulate the CFRP-concrete interaction by means of global bilinear bond vs. slip laws for different temperatures that are available in the literature. The comparisons between numerical and previous experimental results confirmed that the strategy adopted in (i) generally provides stiffer estimates (*e.g.*, at 90 °C, 3.1 to 5.2 times stiffer); as expected, the numerical results obtained with the strategy (ii) showed a remarkable agreement with the experimental results. This numerical study confirmed that, in order to accurately simulate the behaviour of CFRP-concrete bond at elevated temperatures, it is necessary to consider slip at the interfaces of the materials; moreover, it was possible to quantify the relative importance of such phenomenon with respect to the distortion of the adhesive.

**Keywords:** Carbon fibre reinforced polymers (CFRP), epoxy adhesive, structural effectiveness, elevated temperatures, experimental study, numerical study.



# Agradecimentos

---

A realização desta dissertação não teria sido possível sem o apoio de um conjunto de pessoas a quem eu gostaria de deixar uma sincera nota de agradecimento.

Ao professor João Ramôa Correia, cuja experiência, profissionalismo, rigor científico e dedicação foram grandes fontes de motivação no desenvolvimento do presente trabalho. Agradeço toda a disponibilidade ao longo destes meses e a oportunidade/voto de confiança concedido na minha próxima etapa profissional. A meu ver, é graças a professores como o professor João Ramôa Correia que o IST é a instituição que é.

Ao Doutor João Pedro Firmo, agradeço profundamente a disponibilidade inesgotável, o incentivo, as muitas horas no laboratório, a dedicação, a amizade, as ideias e ensinamentos transmitidos, a porta sempre aberta do seu gabinete e o apoio, quer pessoal, quer técnico-científico.

Ao Doutor Mário Arruda agradeço toda a ajuda dada na realização dos modelos numéricos e os conhecimentos transmitidos no tema.

À Inês Rosa, que se mostrou disponível para me ajudar desde o início, agradeço o apoio na fase de preparação dos provetes.

Ao pessoal técnico do LERM, especialmente ao Fernando Alves, agradeço toda a assistência na realização da campanha experimental, sempre com boa disposição e simpatia.

Mas a entrega deste trabalho marca o fim de um (per)curso longo e trabalhoso que, se o acabo com um enorme sentimento de satisfação pessoal, é graças às pessoas que o fizeram comigo, dentro e fora do técnico.

Aos meus colegas de curso, em especial Mariana Sousa, Leonor Santos, Madalena Felgueiras, André Nascimento, Francisco Macedo, Tomás Moura e Bernardo Antunes, com quem tive a sorte de me cruzar ao longo dos últimos anos. Agradeço todo o apoio, amizade e sentido de entreatajuda que me incutiram e que me fazem sair do Técnico com boas recordações.

Às quatro irmãs que a vida me deu, Rita, Mafalda, Margarida e Teresa, quero agradecer aquilo que não é agradecível. A vossa presença e o vosso apoio ao longo destes anos foi fundamental. Por isso é que, cada etapa superada, quer tenha sido a nota da primeira cadeira ou a entrega desta dissertação, fez e faz muito mais sentido depois de partilhada convosco.

Finalmente, quero agradecer à minha mãe, melhor amiga e anjinho da guarda que está sempre presente; ao meu pai que me inspira a dar mais e o melhor de mim todos os dias; ao meu irmão e à minha avó. Nada disto seria possível sem o apoio incondicional de cada um de vocês.





# Índice de matérias

---

<b>Resumo</b> .....	<b>i</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>iii</b>
<b>Agradecimentos</b> .....	<b>v</b>
<b>Índice de matérias</b> .....	<b>vii</b>
<b>Índice de figuras</b> .....	<b>xi</b>
<b>Índice de tabelas</b> .....	<b>xv</b>
<b>Simbologia</b> .....	<b>xvii</b>
<b>1. Introdução</b> .....	<b>1</b>
1.1 Enquadramento geral e motivação .....	1
1.2 Objetivos e metodologia.....	2
1.3 Estrutura da dissertação .....	3
<b>2. Estado da Arte</b> .....	<b>5</b>
2.1 Considerações iniciais .....	5
2.2 Os sistemas CFRP no reforço de estruturas de betão .....	5
2.2.1 Enquadramento .....	5
2.2.2 Aspetos gerais.....	6
2.2.3 Materiais constituintes de sistemas de reforço CFRP .....	6
2.2.3.1 Compósitos CFRP.....	7
Fibras.....	7
Matriz polimérica .....	7
2.2.3.2 Adesivos de colagem.....	8
2.2.4 Tipologias de sistemas CFRP .....	9
2.2.5 Propriedades dos laminados de CFRP .....	10
2.2.6 Técnicas de aplicação de reforços com laminados de CFRP .....	10
2.2.6.1 EBR .....	10
2.2.6.2 NSM.....	11
2.2.7 Sistemas de reforço à flexão com laminados de CFRP .....	11
2.2.7.1 Comportamento mecânico .....	11
2.2.7.2 Modos de rotura do sistema de reforço .....	11
2.2.7.3 Recomendações de dimensionamento .....	12
2.3 Comportamento a temperaturas elevadas de sistemas CFRP .....	12
2.3.1 Aspetos gerais.....	12
2.3.2 Efeito da temperatura nas propriedades dos materiais.....	13
2.3.2.1 Betão .....	13
2.3.2.2 Aço para betão armado.....	14
2.3.2.3 CFRP .....	15
2.3.2.4 Adesivos de colagem.....	17
Aspetos gerais .....	17
Efeito de pós-cura térmica .....	18
Caracterização mecânica.....	18
2.3.3 Efeito da temperatura na ligação CFRP-betão .....	19
2.3.3.1 Aspetos gerais .....	19
2.3.3.2 Ensaio <i>pull-off</i> .....	20
2.3.3.3 Ensaio de corte de junta simples e dupla .....	21
Sistemas de reforço EBR .....	21

Sistemas de reforço NSM .....	22
Sumário .....	23
2.3.4 Efeito da temperatura em vigas reforçadas com sistemas CFRP .....	24
2.3.4.1 Estudos experimentais em vigas EBR-CFRP .....	24
2.3.4.2 Estudos experimentais em vigas NSM-CFRP .....	26
2.3.4.3 Estudos numéricos .....	26
2.3.4.4 Discussão .....	28
2.4 Considerações finais .....	29
<b>3. Estudo experimental do comportamento de adesivos estruturais a temperaturas elevadas .....</b>	<b>31</b>
3.1 Considerações iniciais .....	31
3.2 Motivação e objetivos do programa experimental .....	31
3.3 Descrição do adesivo epoxídico .....	31
3.4 Ensaio de corte .....	32
3.4.1 Programa experimental .....	32
3.4.2 Geometria e preparação dos provetes .....	32
3.4.3 Esquema de ensaio e instrumentação .....	33
3.4.4 Procedimento experimental .....	35
3.5 Ensaio de tração .....	36
3.5.1 Programa experimental .....	36
3.5.2 Geometria e preparação dos provetes .....	36
3.5.3 Esquema de ensaio e instrumentação .....	36
3.5.4 Procedimento experimental .....	37
3.6 Resultados experimentais e análise .....	38
3.6.1 Ensaio de corte .....	38
3.6.1.1 Curvas de aquecimento .....	38
3.6.1.2 Curvas força vs. deslocamento .....	38
3.6.1.3 Curvas tensão de corte vs. distorção .....	41
3.6.1.4 Resistência ao corte e módulo de distorção .....	43
3.6.1.5 Modos de rotura .....	44
3.6.2 Ensaio de tração .....	45
3.6.2.1 Curvas de aquecimento .....	45
3.6.2.2 Curvas força vs. deslocamento .....	46
3.6.2.3 Curvas tensão de tração vs. extensão .....	48
3.6.2.4 Resistência à tração e módulo de elasticidade .....	50
3.6.2.5 Modos de rotura .....	52
3.6.2.6 Comparação com resultados de outros autores .....	53
3.6.3 Modelos analíticos de degradação das propriedades mecânicas .....	53
3.7 Considerações finais .....	56
<b>4. Estudo numérico do comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas .....</b>	<b>59</b>
4.1 Considerações iniciais .....	59
4.2 Introdução e objetivos .....	59
4.3 Geometria e síntese da investigação experimental anterior .....	61
4.4 Descrição dos modelos numéricos .....	62
4.4.1 Geometria do modelo numérico .....	62
4.4.2 Tipo de elementos e malha adotada .....	63
4.4.3 Propriedades dos materiais .....	64
4.4.4 Carregamento, condições de fronteira e tipo de análise .....	65
4.5 Discussão e análise dos resultados numéricos .....	66
4.5.1 Força aplicada vs. escorregamento relativo betão-CFRP .....	66
4.5.2 Distribuições de extensões no laminado de CFRP .....	68
4.6 Considerações finais .....	72

<b>5.</b>	<b>Conclusões e perspectivas de desenvolvimentos futuros .....</b>	<b>73</b>
5.1	Conclusões .....	73
5.2	Perspetivas de desenvolvimentos futuros.....	76
<b>6.</b>	<b>Bibliografia .....</b>	<b>79</b>



# Índice de figuras

---

Figura 1 – Influência da temperatura na a) resistência e no b) módulo de elasticidade do betão com agregados calcários (resistência à compressão, $f_c$ , resistência à tração, $f_{ct}$ , e módulo de elasticidade, $E_c$ ) e do aço (tensão de cedência, $f_{sy}$ , e módulo de elasticidade $E_s$ ) de acordo com o Eurocódigo 2 Parte 1-2.14	
Figura 2 – Resistência à tração normalizada com a temperatura de materiais CFRP e adesivos epoxídicos. ....	16
Figura 3 – Rigidez à tração normalizada com a temperatura de materiais CFRP e adesivos epoxídicos.	16
Figura 4 – Relação tensão-deformação para uma resina epoxídica de saturação (para um sistema MBrace) para diferentes condições de cura e ensaios a diferentes temperaturas. ....	19
Figura 5 – Resistência à tração normalizada de adesivos estruturais utilizados na colagem de sistemas CFRP em função da temperatura. ....	19
Figura 6 – Representação esquemática da ligação CFRP-betão: a) solicitação da camada de adesivo; b) modelos teóricos do comportamento da ligação (tensão vs. escorregamento).....	20
Figura 7 – Resistência normalizada da ligação betão-CFRP em função da temperatura do adesivo ( $L$ - laminados; $S$ - mantas; $R$ – varões) para sistemas: a) EBR; e b) NSM. ....	23
Figura 8 – Evolução da temperatura medida em dois pontos do material FRP na Viga 1 ( $T=25\text{mm}$ ) e Viga 2 ( $T=38\text{mm}$ ).....	26
Figura 9 – Representação dos ensaios experimentais de Firme e Correia: a) representação esquemática da geometria adotada do isolamento; b) modo de rotura (mecanismo “tirante”) do sistema de reforço CFRP. ....	26
Figura 10 – Modelação da ligação CFRP-betão segundo uma relação bilinear tensão de corte vs. escorregamento: a) parâmetros gerais (rigidez, $K$ ; tensão máxima de corte, $\tau_{LM}$ , e escorregamento último $S_{Lo}$ ); b) curvas para o sistema de reforço EBR; c) curvas para o sistema de reforço NSM. ....	28
Figura 11 – Representação esquemática da geometria e das dimensões: a) dos provetes ensaiados (normalizadas); e b) dos alvos e do furo. ....	33
Figura 12 – Acessório de ensaio/fixação para <i>V-Notched Beam Method</i> , adaptável à máquina universal de ensaios. ....	33
Figura 13 – a) Esquema de ensaio dos ensaios de corte: A) garra da máquina de ensaios; B) câmara térmica; C) acessório de ensaio/fixação; D) haste metálica; E) estrutura metálica de suporte da câmara térmica; b) acessório de ensaio no interior da câmara térmica; c) posicionamento do videoextensómetro alinhado com a zona envidraçada da câmara térmica.....	34
Figura 14 – Dimensões normalizadas em milímetros dos provetes e da posição dos quatro pontos/alvos dos ensaios de tração. ....	36
Figura 15 – Posicionamento dos provetes no interior da câmara térmica: A) acessório de ensaio de tração; B) provete de ensaio; C) nivelador; D) provete de medição de temperatura; E) fios termopar do tipo K.	37
Figura 16 – Vista geral do ensaio: A) garra da máquina de ensaios; B) câmara térmica; C) posicionamento do videoextensómetro alinhado com a zona envidraçada da câmara térmica.; D) holofote. ....	37
Figura 17 – Exemplo de uma curva aquecimento do interior da câmara térmica e de um provete de um ensaio de corte (temperatura de teste de $70\text{ }^\circ\text{C}$ ). ....	38

Figura 18 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 20 °C. ....	39
Figura 19 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 35 °C. ....	39
Figura 20 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 50 °C. ....	39
Figura 21 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 70 °C. ....	39
Figura 22 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 90 °C. ....	39
Figura 23 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 120 °C. ....	39
Figura 24 – Curvas força vs. deslocamento representativas de cada temperatura de ensaios de corte. .	40
Figura 25 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 20 °C. ....	41
Figura 26 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 35 °C. ....	41
Figura 27 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 50 °C. ....	41
Figura 28 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 70 °C. ....	41
Figura 29 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 90 °C. ....	42
Figura 30 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 120 °C. ....	42
Figura 31 – Curvas tensão de corte vs. distorção representativas de cada temperatura de ensaios. ....	42
Figura 32 – Resistência ao corte em função da temperatura. ....	43
Figura 33 – Módulo de distorção em função da temperatura. ....	43
Figura 34 – Propriedades mecânicas normalizadas dos ensaios de corte em função da temperatura. ...	44
Figura 35 – Modos de rotura característicos dos ensaios de corte de 20 °C até 120 °C (da esquerda para a direita). ....	45
Figura 36 – Evidência da alteração do comportamento dos ensaios de corte de 20 °C para 50 °C (da esquerda para a direita). ....	45
Figura 37 – Modo de rotura inválido do provete T120_C_sp1. ....	45
Figura 38 – Exemplo de uma curva aquecimento do interior da câmara térmica e de um provete de um ensaio à tração (temperatura de ensaio de 70 °C). ....	46
Figura 39 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 20 °C. ....	47
Figura 40 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 35 °C. ....	47
Figura 41 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 50 °C. ....	47
Figura 42 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 70 °C. ....	47
Figura 43 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 90 °C. ....	47
Figura 44 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 120 °C. ....	47
Figura 45 – Curvas força vs. deslocamento representativas de cada temperatura de ensaios de tração. ....	48
Figura 46 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 20 °C. ....	49
Figura 47 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 35 °C. ....	49
Figura 48 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 50 °C. ....	49
Figura 49 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 70 °C. ....	49
Figura 50 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 90 °C. ....	49
Figura 51 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 120 °C. ....	49
Figura 52 – Curvas tensão de tração vs. extensão representativas de cada temperatura de ensaios. ....	50
Figura 53 – Resistência à tração em função da temperatura. ....	51
Figura 54 – Módulo de elasticidade em função da temperatura. ....	51

Figura 55 – Propriedades mecânicas normalizadas dos ensaios de tração em função da temperatura. .	52
Figura 56 – Modo de rotura mais comum verificado nos ensaios de tração a a) 20 °C e a b) 120 °C.....	52
Figura 57 – Exemplos de anomalias detetadas em alguns dos ensaios realizados à tração: a) bolha de ar detetada na secção de rotura; b) rotura inválida na zona de secção variável.....	53
Figura 58 – Comparação da variação de a) resistência à tração e b) módulo de elasticidade normalizados obtidos no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Bascom e Cottington e por Moussa <i>et al.</i> .....	53
Figura 59 – Curvas de previsão (e resultados experimentais) das resistências ao corte e à tração do adesivo em função da temperatura.....	55
Figura 60 – Curvas de previsão (e resultados experimentais) dos módulos de distorção e de elasticidade do adesivo em função da temperatura.....	55
Figura 61 – Comportamento global da ligação CFRP-betão: a) situação real; b) modelo interface; e c) modelo adesivo. ....	60
Figura 62 – Esquema e geometria dos provetes ensaiados (a e b) e respetiva instrumentação (c e d). .	61
Figura 63 – Partes definidas nos modelos NSM: a) bloco de betão; b) armadura de aço (a verde), laminado CFRP (a vermelho) e camada de adesivo epoxídico (a azul – considerado apenas no modelo adesivo).	62
Figura 64 – Partes definidas nos modelos EBR: a) bloco de betão; b) armadura de aço (a verde), laminado CFRP (a vermelho) e camada de adesivo epoxídico (a azul – considerado apenas no modelo adesivo).	62
Figura 65 – Malha adotada para o sistema NSM: a) modelo interface; e b) modelo adesivo. ....	63
Figura 66 – Malha adotada para o sistema EBR: a) modelo interface; e b) modelo adesivo.....	63
Figura 67 – Relações tensão de corte vs. escorregamento determinadas por Firno a 20 °C, 55 °C e 90 °C: a) sistema NSM; e b) sistema EBR.....	65
Figura 68 – Resultados numéricos vs. resultados experimentais do comportamento força vs. escorregamento para 20 °C, 55 °C e 90 °C referente aos sistemas: a) NSM; e b) EBR. ....	66
Figura 69 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo interface dos ensaios NSM para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C. ....	69
Figura 70 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo adesivo dos ensaios NSM para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C.....	69
Figura 71 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo interface dos ensaios EBR para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C.....	70
Figura 72 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo adesivo dos ensaios EBR para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C .....	70
Figura 73 – Valor das tensões (de acordo com o critério de <i>Von Mises</i> ) do modelo adesivo no sistema NSM para a carga última a: a) 20 °C; e b) 90 °C.....	71





## Índice de tabelas

---

Tabela 1 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente das fibras de carbono e das resinas epoxídicas mais utilizadas nos sistemas CFRP.....	8
Tabela 2 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente dos adesivos epoxídicos.....	9
Tabela 3 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente de laminados de CFRP comercializados em Portugal por empresas como a <i>Sika</i> e a <i>S&amp;P</i> (valores médios, segundo a direção das fibras).....	10
Tabela 4 – Duração e taxas de aquecimento médias do interior da câmara térmica e dos provetes dos ensaios de corte. ....	38
Tabela 5 – Força máxima e rigidez global média dos ensaios de corte (valores médios $\pm$ desvio padrão). ....	40
Tabela 6 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação da resistência ao corte dos provetes ensaiados em função da temperatura. ....	43
Tabela 7 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação do módulo de distorção dos provetes ensaiados em função da temperatura. ....	43
Tabela 8 – Valores médios normalizados das propriedades mecânicas dos ensaios de corte em função da temperatura. ....	44
Tabela 9 – Duração e taxas de aquecimento médias do interior da câmara térmica e dos provetes dos ensaios de tração. ....	46
Tabela 10 – Força máxima e rigidez global média dos ensaios de tração (valores médios $\pm$ desvio padrão). ....	48
Tabela 11 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação da resistência de tração dos provetes ensaiados em função da temperatura. ....	51
Tabela 12 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação do módulo de elasticidade dos provetes ensaiados em função da temperatura. ....	51
Tabela 13 – Valores médios normalizados das propriedades mecânicas dos ensaios de tração em função da temperatura. ....	52
Tabela 14 – Parâmetros de ajuste das curvas de previsão das resistências e dos módulos em função da temperatura, segundo o modelo proposto por Gibson <i>et al.</i> .....	56
Tabela 15 – Dados das malhas dos modelos NSM e EBR.....	64
Tabela 16 – Propriedades dos materiais a 20 °C, 55 °C e 90 °C. ....	64
Tabela 17 – Parâmetros das relações tensão de corte vs. escorregamento.....	65
Tabela 18 – Rigidez [kN/mm] obtida no modelo adesivo e nos ensaios de aderência do sistema NSM e o rácio entre ambos (numérico/experimental).....	68
Tabela 19 – Rigidez [kN/mm] obtida no modelo adesivo e nos ensaios de aderência do sistema EBR e o rácio entre ambos (numérico/experimental).....	68



# Simbologia

---

## Símbolos

$\gamma$	Distorção
$\Delta L$	Varição do comprimento de referência
$\varepsilon$	Deformação
$\varepsilon_{\pm 45}$	Deformação segundo direções orientadas a $\pm 45^\circ$
$\mu\varepsilon$	<i>Microstrain</i>
$\sigma$	Tensão à tração
$\sigma_u$	Tensão máxima de tração
$\tau$	Tensão de corte
$\tau_{LM}$	Tensão máxima de corte
$\tau_u$	Tensão máxima de corte
$\tau_{u,médio}$	Valor médio da tensão máxima de corte
$\nu$	Coefficiente de <i>Poisson</i>
$\rho$	Densidade
$b_p$	Largura do provete
$d$	Profundidade efetiva
$f_c$	Resistência à compressão do betão
$f_{ct}$	Resistência à tração do betão
$f_{sy}$	Tensão de cedência do aço
$t$	Espessura do isolamento térmico na zona central do provete
$k_m$	Parâmetro de ajuste aos dados experimentais
$n$	Parâmetro que depende do estado de tensão do compósito
$s$	Escorregamento (do termo inglês, <i>slip</i> )
$s_{L0}$	Escorregamento último
$t_p$	Espessura do provete
$CV$	Coefficiente de variação
$Desv$	Desvio padrão
$E'$	Módulo de armazenamento
$E_c$	Módulo de elasticidade do betão
$E_s$	Módulo de elasticidade do aço

$E_{médio}$	Valor médio do módulo de elasticidade do adesivo epoxídico
$F$	Carga aplicada
$G$	Módulo de distorção
$G_{médio}$	Valor médio do módulo de distorção
$K$	Rigidez
$L$	Laminado de CFRP; vão da viga
$L_0$	Comprimento de referência
$P$	Propriedade mecânica
$P_U$	Propriedades para temperaturas inferiores ao processo de transição vítrea
$P_R$	Propriedades para temperaturas superiores ao processo de transição vítrea
$R$	Teor residual da resina; varões CFRP (do termo inglês <i>rods</i> )
$R^2$	Coefficiente de determinação
$S$	Regime estacionário; mantas CFRP (do termo inglês <i>sheets</i> )
$T$	Regime transiente
$T$	Temperatura; espessura do isolamento térmico na zona de ancoragem
$T_d$	Temperatura de decomposição
$T_g$	Temperatura de transição vítrea
$T_{g,mech}$	Parâmetro de ajuste aos dados experimentais

## Acrónimos

2D	Bidimensional
3D	Tridimensional
AB	Cura a temperatura ambiente
ACI	<i>American Concrete Institute</i>
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
CFRP	Polímero reforçado com fibras de carbono (do termo inglês, <i>carbon fibre reinforced polymer</i> )
DMA	Análise mecânica dinâmica
DSC	Calometria diferencial de varrimento
EBR	<i>Externally Bonded Reinforcement</i>
EC2	Eurocódigo 2
EQM	Erro Quadrático Médio
Fib	<i>Fédération Internationale du béton</i>
FRP	Polímero reforçado com fibras
GFRP	Polímero reforçado com fibras de vidro (do termo inglês, <i>glass fibre reinforced polymer</i> )

HM	Rigidez elevada (do termo inglês <i>high modulus</i> )
HPC	Pós cura a temperatura elevada (do termo inglês <i>post-curing at high temperatures</i> )
HS	Resistência elevada (do termo inglês <i>high strength</i> )
IM	Rigidez intermédia (do termo inglês <i>intermediate modulus</i> )
ISO	<i>International Standards Organization</i>
IST	Instituto Superior Técnico
LERM	Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais
LVDT	<i>Linear variable displacement transducer</i>
NSM	<i>Near Surface Mounted</i>
PC	Pós cura a temperatura moderada (do termo inglês <i>post-curing at moderated temperatures</i> )
SC	Silicato de cálcio
TGA	Análise de termogravimetria (do termo inglês <i>thermogravimetric analysis</i> )
UHM	Rigidez ultraelevada (do termo inglês <i>ultra-high modulus</i> )
UHS	Resistência ultraelevada (do termo inglês <i>ultra-high strength</i> )
VG	Vermiculite e gesso



# 1. Introdução

## 1.1 Enquadramento geral e motivação

A reparação e o reforço de estruturas existentes têm vindo a tornar-se um dos maiores desafios do setor da construção. Fatores como a deterioração dos materiais estruturais tradicionais, o aumento das solicitações das estruturas ou a ocorrência de acidentes (incêndios ou sismos) têm vindo a aumentar significativamente a necessidade de reabilitação de estruturas existentes. Para além disso, a alteração dos códigos de dimensionamento e recomendações mais recentes levam a que muitas estruturas construídas anteriormente à sua introdução não satisfaçam as exigências regulamentares. De facto, em muitas situações, o reforço é necessário devido ao aumento das cargas de dimensionamento [1].

Ao longo das últimas décadas, têm sido utilizadas várias técnicas de reforço de estruturas de betão, como a adição de armaduras em aço exteriores ao elemento inicial, quer seja por simples colagem ou por aplicação de pré-esforço. Estas técnicas, referidas como tracionais, por serem as mais correntemente utilizadas e pelo seu dimensionamento e aplicação serem relativamente bem conhecidos, apresentam uma importante desvantagem: a suscetibilidade do aço à corrosão. A partir de meados da década de 1980, o sector da construção, então pressionado pelo aumento dos custos de manutenção e reabilitação de estruturas construídas por materiais tradicionais, encontrou nos materiais poliméricos reforçados com fibras (FRPs, do inglês *Fibre Reinforced Polymers*), inicialmente desenvolvidos na década de 1940 pelas indústrias aeroespacial e naval, potenciais soluções para o novo paradigma com que o setor se deparava. Estes “novos” materiais destacaram-se dos tradicionais por permitirem dimensionar sistemas de reforço de elevada resistência mecânica e durabilidade em ambientes agressivos, por apresentarem um reduzido impacto na arquitetura e, simultaneamente, por serem de rápida aplicação e fácil transporte. Desde então, a crescente procura dos materiais FRP em simultâneo com a evolução tecnológica dos processos de produção, nomeadamente da pultrusão, levaram à redução dos respetivos custos e à gradual aceitação e implementação destes materiais compósitos pela indústria da construção [2].

Dos vários tipos de FRPs, os constituídos por uma matriz polimérica à base de resina epoxídica e fibras de carbono, designados por CFRPs (do inglês *Carbon Fiber Reinforced Polymers*), são os que apresentam características que melhor se adaptam à maioria das situações de reforço, principalmente devido à sua durabilidade e elevado módulo de elasticidade (que implica menores deformações dos elementos em que estes materiais estão aplicados para que seja mobilizada a sua elevada tensão resistente à tração). Contudo, a utilização de sistemas de reforço através da colagem de laminados ou mantas de CFRP levanta questões relacionadas com o seu desempenho a temperaturas elevadas, uma vez que as suas propriedades mecânicas são severamente afetadas a temperaturas moderadamente elevadas. Este último aspeto constitui o principal entrave à aplicação destes sistemas em estruturas em que a situação de incêndio constitua uma das ações de projeto (*e.g.*, edifícios).

De facto, para temperaturas próximas da temperatura de transição vítrea ( $T_g$ ) do material mais suscetível a este tipo de ação (geralmente, o adesivo de colagem epoxídico), que se situa tipicamente entre 40 °C e 80 °C, verifica-se a passagem de um estado vítreo para um estado viscoso. Além disso,

os trabalhos de investigação realizados têm evidenciado que as propriedades adesivas e mecânicas dos adesivos de colagem, responsáveis pela ligação CFRP-betão e cruciais para a eficácia do reforço, são seriamente degradadas quando o material se encontra exposto a gamas de temperaturas próximas da  $T_g$  dos adesivos. Estas temperaturas podem ser facilmente atingidas em inúmeras aplicações de engenharia civil, quer em condições de serviço (e.g., coberturas de edifícios, pontes), quer acidentais (e.g., fogo).

Apesar deste inconveniente ser conhecido e de se ter identificado o adesivo de colagem como o material mais suscetível à temperatura, o número de trabalhos de investigação sobre a caracterização das suas propriedades mecânicas em função da temperatura é bastante limitado. De facto, a maioria dos estudos experimentais reportados na literatura têm como objetivo a caracterização da ligação CFRP-betão e não a caracterização dos adesivos em si. Além disso, para obter uma compreensão mais detalhada do comportamento a temperatura elevada (incluindo ao fogo) de estruturas de betão armado reforçadas com materiais CRFP, é necessário desenvolver modelos numéricos que simulem esse mesmo comportamento. Para tal, é igualmente necessário conhecer as propriedades mecânicas dos materiais constituintes a temperatura elevada, sobretudo dos adesivos epoxídicos, por serem os mais suscetíveis à degradação térmica. Apesar da importância deste tema, os estudos disponíveis na literatura são bastante limitados; de facto, até à data de realização da presente dissertação, não estão disponíveis estudos sobre a degradação com a temperatura das propriedades mecânicas ao corte de adesivos de colagem. A relevância e a falta de conhecimento neste tema constituíram a principal motivação do presente trabalho.

## 1.2 Objetivos e metodologia

Os principais objetivos da presente dissertação são os seguintes: (i) a caracterização experimental do comportamento mecânico a temperatura elevada de um adesivo epoxídico utilizado na colagem de materiais CFRP para reabilitação e reforço de estruturas; e (ii) a simulação do comportamento mecânico da ligação betão-CFRP a temperatura elevada através de duas estratégias de modelação distintas, nomeadamente simulando explicitamente a camada de adesivo no modelo (através de propriedades determinadas em (i)) ou, em alternativa, simulando a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura, disponíveis na literatura.

Para o efeito, em primeiro lugar, foram realizados ensaios de tração e ao corte em provetes de adesivo epoxídico, previamente aquecidos a determinada temperatura (nomeadamente, 20 °C, 35 °C, 50 °C, 70 °C, 90 °C e 120 °C) e posteriormente carregados até à rotura, determinando-se a degradação da rigidez e da resistência por comparação com as respetivas propriedades à temperatura ambiente. Para além disso, foi analisada a adequabilidade de um modelo analítico existente na bibliografia para descrever a degradação com a temperatura das propriedades à tração e ao corte determinadas experimentalmente, quer em termos de resistência, quer de rigidez.

Numa segunda fase, foram desenvolvidos modelos tridimensionais de elementos finitos para simular ensaios de aderência de elementos de betão armado reforçados com laminados de CFRP, aplicados segundo as técnicas de reforço NSM (do inglês, *Near Surface Mounted*) e EBR (do inglês,



*Externally Bonded Reinforcement*), a temperaturas de 20 °C, 55 °C e 90 °C. Nestes modelos foram consideradas duas abordagens alternativas: (i) foi modelada explicitamente a camada de adesivo, introduzindo como *input* as propriedades mecânicas determinadas experimentalmente e não considerando qualquer deslizamento nas interfaces entre os materiais; e (ii) foi simulada a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura, reportadas na literatura. A comparação entre as duas abordagens permitiu avaliar a importância relativa do escorregamento nas interfaces entre os materiais.

### 1.3 Estrutura da dissertação

A presente dissertação está organizada em cinco capítulos, que se dividem em secções, cujo conteúdo é brevemente descrito nos parágrafos seguintes.

No presente capítulo, introduz-se o enquadramento geral do tema desenvolvido na presente dissertação, apresentam-se a motivação, os objetivos propostos e a metodologia adotada para os alcançar.

No segundo capítulo, dedicado à revisão bibliográfica, sintetiza-se o estado atual do conhecimento referente ao reforço de estruturas de betão armado com materiais poliméricos reforçados com fibras de carbono. Em primeiro lugar, apresenta-se um breve enquadramento e demonstra-se a relevante expressão que estes materiais assumem atualmente no reforço de estruturas de betão armado; apresentam-se as principais características dos FRPs em geral, e dos CFRPs em particular, descrevendo-se os materiais constituintes, as tipologias e áreas de aplicação, as principais propriedades físicas e mecânicas e as técnicas de reforço de estruturas de betão em que são aplicados. Seguidamente, descreve-se o comportamento a temperaturas elevadas de sistemas CFRP, nomeadamente o efeito da temperatura nas propriedades dos materiais constituintes, na ligação CFRP-betão e em elementos estruturais reforçados.

O terceiro capítulo refere-se ao estudo experimental realizado na presente dissertação relativo à caracterização do comportamento mecânico de um adesivo epoxídico a temperaturas elevadas. São apresentados os objetivos que estiveram na base da realização da campanha experimental; é apresentado e caracterizado o adesivo epoxídico analisado; é descrita a metodologia e o procedimento adotado nas duas séries de ensaios realizadas (em tração e ao corte) a temperaturas elevadas; e, finalmente, são apresentados e analisados os resultados obtidos.

No quarto capítulo, apresenta-se o estudo numérico realizado sobre o comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas. Após uma breve introdução teórica, procede-se à descrição dos modelos de elementos finitos elaborados, nomeadamente a sua geometria, as propriedades dos materiais constituintes e as condições de fronteira; seguidamente são apresentados e comparados os resultados numéricos com os resultados experimentais de um trabalho de investigação anterior em termos de comportamento força vs. escorregamento e distribuição de extensões no material de reforço.

No quinto e último capítulo apresentam-se as principais conclusões decorrentes dos estudos realizados na presente dissertação, sugerindo-se aspetos passíveis de serem melhorados e abordados em investigações futuras.



## 2. Estado da Arte

### 2.1 Considerações iniciais

No presente capítulo, dedicado à revisão bibliográfica, sintetiza-se o estado atual de conhecimento referente ao reforço de estruturas de betão armado com materiais poliméricos reforçados com fibras de carbono. Na secção 2.2, apresenta-se um breve enquadramento e descrição destes sistemas e da relevante expressão que assumem atualmente no reforço de estruturas de betão armado. Seguidamente, na secção 2.3, descreve-se o respetivo comportamento a temperaturas elevadas. Mostra-se como o adesivo de colagem é o material mais suscetível à temperatura e como, ainda assim, as informações na literatura relativas às suas propriedades mecânicas em função da temperatura são muito limitadas.

### 2.2 Os sistemas CFRP no reforço de estruturas de betão

#### 2.2.1 Enquadramento

Ao longo da história, os maiores avanços registados no âmbito da engenharia civil tiveram por base, direta ou indiretamente, a descoberta e utilização de novos materiais. A constante inconformidade com o estado atual do conhecimento levou o Homem a desenvolver tecnologias responsáveis pela produção, implementação e manutenção de materiais de construção inovadores [3].

Em meados de 1940, as indústrias aeroespacial e naval protagonizaram as primeiras investigações e projetos-piloto referentes a materiais poliméricos reforçados com fibras, também conhecidos por FRPs (do inglês, *Fiber Reinforced Polymers*). Estes, embora com um custo superior, destacavam-se dos materiais tradicionais por apresentarem elevada resistência face ao reduzido peso próprio e à elevada durabilidade em ambientes agressivos [2].

Cerca de quatro décadas mais tarde, o sector da construção, pressionado pelo aumento dos custos de manutenção e reabilitação de estruturas existentes, encontrou nos materiais FRP potenciais soluções para o novo paradigma com que o setor se deparava. Fatores como a deterioração dos materiais estruturais tradicionais, o aumento das solicitações das estruturas e das exigências regulamentares ou a ocorrência de acidentes (incêndios ou sismos), vieram a aumentar drasticamente a necessidade de reabilitação de estruturas existentes. Neste contexto, os FRPs destacaram-se dos materiais tradicionais por permitirem dimensionar sistemas de reforço de elevada resistência mecânica e durabilidade em ambientes agressivos, por apresentarem um reduzido impacto na arquitetura e, simultaneamente, por serem de rápida aplicação e fácil transporte. Desde então, a crescente procura dos materiais FRP em simultâneo com a evolução tecnológica dos processos de produção, nomeadamente da pultrusão, levaram à redução dos respetivos custos e à gradual aceitação e implementação destes materiais compósitos pela indústria da construção [4].

Atualmente, encontra-se disponível no mercado uma vasta gama de produtos FRP, desde varões e cabos de pré-esforço para o reforço interior de estruturas de betão, laminados e mantas para o reforço exterior de estruturas de betão, até perfis estruturais e painéis de laje pré-fabricados que têm vindo a ser aplicados quer em obras de reabilitação, quer em construções novas.

## 2.2.2 Aspetos gerais

Os FRPs são materiais compósitos que resultam fundamentalmente da combinação de duas fases com propriedades bastante distintas, as fibras de reforço e a matriz polimérica. Desta combinação surge um novo material que conjuga as melhores propriedades de cada um dos constituintes que lhe deram origem, tornando-o apto a ser utilizado como material de construção. Nos FRPs são muitas as combinações possíveis dos materiais constituintes, mas as mais comuns envolvem fibras de vidro, carbono ou aramida e matrizes geralmente compostas por uma resina de poliéster, viniléster ou epoxídica. Por um lado, as fibras são responsáveis pelo desempenho mecânico do material, conferindo ao compósito elevada resistência e rigidez; por outro, o facto da matriz envolver completamente as fibras de reforço assegura a devida transferência e distribuição de tensões entre estas, garante proteção do meio exterior às fibras e mantém-nas na sua posição, evitando a respetiva micro-encurvadura caso o compósito seja sujeito a esforços de compressão [5].

Atualmente, da vasta gama de produtos FRP no mercado, os CFRPs (do termo inglês *Carbon Fiber Reinforced Polymers*) são frequentemente considerados os mais indicados para o reforço de estruturas de betão armado. As fibras de carbono, geralmente embebidas numa matriz à base de resina epoxídica, conferem um elevado módulo de elasticidade a estes compósitos, exigindo menores deformações dos elementos a reforçar para que o sistema de reforço seja mobilizado. Adicionalmente, minimizam o aumento de peso próprio e a variação dimensional introduzida pelo sistema de reforço sem comprometer a elevada resistência e durabilidade (materiais não corrosíveis), nem a facilidade de transporte do mesmo. Para além disso, como são aplicados por colagem (em que o agente adesivo é geralmente constituído à base de resina epoxídica), os materiais CFRP são de rápida aplicação.

Apesar das incontestáveis vantagens, estes sistemas de reforço acarretam também algumas preocupações das quais se destacam as seguintes: o comportamento linear elástico dos CFRPs até à rotura (comportamento frágil); a limitada exploração da capacidade resistente do material (fruto de possíveis mecanismos de rotura por descolamento precoce); e a acentuada redução das propriedades mecânicas do sistema quando sujeito a temperaturas elevadas (em particular, em situação de incêndio). Estes inconvenientes podem, contudo, ser atenuados por mecanismos de ancoragem apropriados, assim como por sistemas passivos de proteção ao fogo. Para além das características referidas, intrínsecas ao material compósito, a própria técnica de reforço por colagem de uma armadura exterior acarreta um fator de risco potencial exigindo, por um lado, a presença de um betão de razoável qualidade (resistência à compressão superior a 15 MPa e resistência à tração superior a 1,2 MPa [5]) e, por outro lado, a intervenção técnica experiente a nível de projeto, execução e controlo de qualidade.

## 2.2.3 Materiais constituintes de sistemas de reforço CFRP

Geralmente, os sistemas de reforço com CFRP podem ser curados *in situ* (e.g., mantas) ou ser pré-fabricados (e.g., laminados). Ao contrário dos sistemas curados *in situ*, em que a própria matriz que constitui o CFRP é igualmente responsável pela ligação ao elemento a reforçar (i.e., a resina atua indiferenciadamente quer como agente adesivo quer como matriz de impregnação das fibras), nos sistemas pré-fabricados o agente adesivo é um componente independente do compósito. Por esta

razão, na presente subsecção apresentam-se os seguintes componentes: (i) compósitos CFRP e (ii) adesivos de colagem.

#### 2.2.3.1 Compósitos CFRP

##### Fibras

As fibras são responsáveis por conferir resistência e rigidez ao compósito. Os parâmetros que mais influenciam o seu comportamento no compósito são a forma, o comprimento, a orientação, o grau de concentração e a composição química. Assim, apresentam-se no mercado, principalmente, sob a forma de *rovings* ou *yarns* (filamentos contínuos paralelos ou torcidos, respetivamente) ou sob a forma de *mats* (filamentos curtos ou contínuos, dispostos aleatoriamente ou direcionados, tecidos ou não). O grau de concentração das fibras, impregnadas na matriz após o devido tratamento superficial (designado por *sizing*), pode ir até 70% e está geralmente associado aos compósitos pré-fabricados constituídos por fibras contínuas (laminados) [6].

Das propriedades que as fibras de carbono apresentam (*cf.* Tabela 1), destacam-se o seu reduzido peso próprio, o elevado módulo de elasticidade e a resistência à tração. Adicionalmente, apresentam excelente imunidade à corrosão e estabilidade térmica. De acordo com a resistência e rigidez longitudinal, as fibras de carbono classificam-se em HS (*high strength*), UHS (*ultra-high strength*) e HM (*high modulus*), UHM (*ultra-high modulus*) e IM (*intermediate modulus*), respetivamente. As mais utilizadas no reforço estrutural são as fibras de elevada resistência (HS), que são cerca de 5 vezes mais leves (*e.g.*, aço 7850 kg/m<sup>3</sup> vs. CFRP 1600 kg/m<sup>3</sup>) e cerca de 5 vezes mais resistentes à tração do que o aço A500. Relativamente ao elevado módulo de elasticidade, como referido, as fibras de carbono apresentam uma clara vantagem no âmbito do reforço por colagem exterior, dado que é necessária uma menor deformação da estrutura em que estão aplicadas para que seja mobilizada uma determinada tensão no reforço. Esta é uma das principais razões pelas quais as fibras de carbono são as mais comumente utilizadas no reforço de estruturas de betão.

##### Matriz polimérica

A matriz polimérica assegura a transmissão de tensões entre as fibras, a respetiva proteção da agressividade ambiental (física e química) e mantém as fibras na devida posição, garantindo suporte físico contra fenómenos de instabilidade das mesmas caso sejam solicitadas à compressão. As propriedades da matriz influenciam ainda a resistência ao corte, interlaminar e no plano transversal, do compósito. A matriz polimérica é constituída por uma resina, que é geralmente complementada com outros constituintes, como agentes de polimerização, materiais de enchimento (ou *fillers*) e uma série de aditivos, que permitem melhorar determinadas características. Por exemplo, os materiais de enchimento, para além de reduzirem o custo final do compósito, reduzem a composição orgânica do mesmo e, conseqüentemente, podem melhorar o respetivo comportamento em situação de incêndio. Relativamente à resina, esta pode pertencer ao grupo das termoplásticas ou das termoendurecíveis, consoante a arquitetura molecular seja linear e conectada por ligações fracas (do tipo *Van der Waals*) ou tridimensional e conectada por ligações fortes (covalentes), respetivamente [7].

As resinas termoendurecíveis (como as de poliéster, viniléster ou epoxídica) são as mais utilizadas na maioria dos compósitos FRP. Obtêm-se pela mistura de dois componentes, a resina e um

endurecedor, que desencadeia reações de polimerização, designadas *cross-linking*, responsáveis pela formação de uma rede molecular tridimensional e, simultaneamente, pelo início do processo de cura. Como este processo é irreversível, estas resinas não são recicláveis nem reprocessáveis, ao contrário das termoplásticas, que podem voltar a ser aquecidas e (re)moldadas sem que ocorram alterações significativas na sua estrutura química [8].

As resinas epoxídicas (termoendurecíveis), cujas propriedades se encontram presentes na Tabela 1, assumem maior expressão no âmbito dos sistemas CFRP por satisfazerem elevados requisitos, quer de resistência mecânica, quer de durabilidade. Adicionalmente, destacam-se pelos reduzidos níveis de retração que apresentam que, por sua vez, justificam a excelente adesão a diversos substratos e a resistência aos agentes agressivos ambientais. Para além disso, asseguram uma adesão adequada às fibras de carbono. Por estas razões, as resinas epoxídicas não só são as mais utilizadas nos próprios sistemas pré-curados de laminados de fibras de carbono, mas também na ligação do reforço ao betão, materializada pelos adesivos de colagem. Porém, à semelhança das restantes resinas, as resinas epoxídicas apresentam valores reduzidos de temperatura de transição vítrea (que, como analisado em maior detalhe na secção 2.3, é um parâmetro indicador do respetivo comportamento a temperatura elevada). Estes valores, presentes na Tabela 1, são facilmente ultrapassados em situação de incêndio e, por vezes, até em situações em que as estruturas sejam sujeitas a elevadas temperaturas de serviço [9].

Tabela 1 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente das fibras de carbono e das resinas epoxídicas mais utilizadas nos sistemas CFRP (adaptado de [3,9]).

Propriedade	Unid.	Resina Epoxídica	Fibras de Carbono
Resistência à tração	MPa	55 – 130	2000 – 6000
Módulo de elasticidade	GPa	2 – 4	160 – 700
Extensão na rotura	%	1 – 9	0,2 – 2,3
Densidade	g/cm <sup>3</sup>	1,2 – 1,3	1,7 – 2,1
Temperatura de transição vítrea	°C	50 – 270	–
Coefficiente dilatação térmica linear	10 <sup>-6</sup> /K	40 – 120	Axial: -1,3 a -0,1 Radial: 18,0

#### 2.2.3.2 Adesivos de colagem

O adesivo de colagem, responsável pela ligação do compósito ao substrato, exerce um papel essencial na eficácia de um reforço exterior. A transferência de tensões a nível da interface betão-compósito traduz-se, essencialmente, na solicitação ao corte do adesivo, embora também possam ocorrer tensões normais à interface, solicitando o adesivo à tração (efeito designado por *peeling*) [4].

Os adesivos mais utilizados são constituídos por dois componentes, a resina (tipicamente epoxídica com um material de enchimento do tipo mineral) e um endurecedor. Estes componentes, ao serem devidamente doseados e misturados, desencadeiam reações de polimerização que, por sua vez, marcam o início do processo de cura e endurecimento do adesivo. Para além da estrutura química dos componentes, o grau de endurecimento do adesivo depende das condições de cura, tais como o tempo, a temperatura e a humidade [11]. Este processo, ao ocorrer geralmente à temperatura ambiente, é

responsável pelo facto de a temperatura de transição vítrea dos adesivos de colagem ser tipicamente inferior à da matriz do CFRP (cf. 2.3.2.4).

Para as aplicações de reforço de estruturas de betão armado, existe no mercado uma grande variedade de formulações de resinas epoxídicas, bem como a possibilidade de junção de uma série de aditivos, que dificultam a generalização das suas propriedades. Na Tabela 2 apresentam-se os intervalos de valores mais comuns das propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente dos adesivos epoxídicos.

Tabela 2 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente dos adesivos epoxídicos (adaptado de [4]).

Propriedade	Unid.	Intervalo de valores
Resistência à tração	MPa	9 – 55
Resistência à compressão	MPa	55 – 120
Resistência ao corte	MPa	10 – 30
Tensão de aderência ao betão	MPa	2 – 8
Módulo de elasticidade	GPa	0,5 – 20,0
Extensão na rotura	%	0,5 – 5,0
Massa volúmica	g/cm <sup>3</sup>	1,1 – 1,7
Temperatura de transição vítrea	°C	40 – 80

## 2.2.4 Tipologias de sistemas CFRP

Os compósitos de CFRP utilizados no reforço de estruturas existentes, não só de betão, mas também de madeira, alvenaria e até metálicas, estão disponíveis no mercado dentro de uma vasta gama de produtos, tais como laminados, mantas, tecidos, fios, varões, perfis e painéis. A aplicação dos compósitos de CFRP assume maior expressão nos primeiros três produtos referidos, sob a forma de reforço exterior de estruturas (aplicado por colagem). Outras aplicações, como armaduras internas para betão armado, estruturas híbridas ou 100% compósitas, estão fora do âmbito da presente análise.

Relativamente ao processo de fabrico, destacam-se dois métodos: a pultrusão e a moldagem manual. O primeiro consiste num processo de fabrico contínuo e automatizado de transformação das matérias primas (fibras e matriz) num compósito pré-curado com determinada secção transversal. Para tal, o processo de pultrusão engloba duas fases: (i) impregnação das fibras de reforço e aquisição da forma no interior de um molde, enquanto a matriz se encontra num estado líquido; e (ii) cura da matriz no molde aquecido, de forma a obter-se o produto final com a forma e dimensões desejadas [2].

Por oposição à pré-fabricação, a moldagem manual consiste na formação do compósito *in situ*, isto é, por aplicação de camadas flexíveis de fibras contínuas e unidireccionais (mantas) ou bidireccionais (tecidos) e posterior impregnação com a matriz polimérica que cura sobre a peça a reforçar. Deste modo, este tipo de aplicação permite garantir a forma necessária do sistema de reforço e, simultaneamente, a devida ligação ao elemento estrutural a reforçar [7].

As aplicações dos materiais CFRP como reforço exterior, vão desde o confinamento de pilares para aumento da resistência e ductilidade (reforço sísmico), ao reforço de vigas à flexão e ao corte, assim como de lajes à flexão ou ao punçoamento, até aos reforços com sistemas pré-esforçados (por exemplo, em pontes e viadutos). Na grande maioria das situações, os reforços em CFRP são aplicados com o objetivo de aumentar a capacidade de carga estática da estrutura, no entanto, também são

possíveis aplicações que permitem melhorar o comportamento em serviço (sobretudo com sistemas pré-esforçados para redução das deformações e abertura de fendas) ou mesmo o comportamento dinâmico (e.g. confinamento de pilares) [2]. De todas estas tipologias referidas, a que será alvo de análise mais detalhada nas secções seguintes é o reforço à flexão com recurso a colagem de laminados pré-fabricados.

## 2.2.5 Propriedades dos laminados de CFRP

Os laminados são sistemas semirrígidos e unidireccionais que surgem no mercado como alternativa às tradicionais chapas de aço coladas. São produtos pré-fabricados por pultrusão que resultam da impregnação de um conjunto de camadas contínuas de fibras de carbono (concentração máxima geralmente de 70%) numa resina termoendurecível (tipicamente epoxídica). Frequentemente, são produzidos laminados com algumas dezenas (ou centenas) de metros que, por serem leves e flexíveis (geralmente com espessura inferior a 1,5 mm), podem ser armazenados em rolos (ao contrário das chapas de aço) [2]. A orientação unidirecional das fibras confere o comportamento ortotrópico do laminado com a maximização da resistência e da rigidez na direção longitudinal. Assim, posicionando as fibras paralelamente à direção das tensões principais do elemento a reforçar, os laminados colados funcionam como armaduras exteriores dos elementos estruturais onde são aplicados [11]. Na Tabela 3 apresentam-se os intervalos de valores de algumas propriedades físicas e mecânicas de laminados comercializados em Portugal.

Tabela 3 – Propriedades físicas e mecânicas à temperatura ambiente de laminados de CFRP comercializados em Portugal por empresas como a *Sika* e a *S&P* (valores médios, segundo a direção das fibras; adaptado de [4]).

Propriedade	Unid.	Intervalo de valores
Módulo de elasticidade	GPa	165 – 300
Resistência à tração	MPa	1500 – 3200
Extensão na rotura à tração	%	0,45 – 1,70
Percentagem volúmica de fibras	%	67 – 70
Massa volúmica	kg/m <sup>3</sup>	1600
Temperatura de transição vítrea mínima	°C	80
Largura do laminado	mm	10 – 150
Espessura do laminado	mm	1,2 – 1,4
Coefficiente de dilatação térmica (na direção das fibras)	10 <sup>-6</sup> /°C	-1,6

## 2.2.6 Técnicas de aplicação de reforços com laminados de CFRP

As técnicas atualmente mais utilizadas no reforço de elementos estruturais com laminados de CFRP denominam-se por (i) EBR (*Externally Bonded Reinforcement*) e (ii) NSM (*Near Surface Mounted*), ambas apresentadas nas subsecções seguintes.

### 2.2.6.1 EBR

A técnica EBR baseia-se na colagem do material de reforço à superfície de betão. Quando se pretende reforçar à flexão elementos de betão armado com laminados de CFRP utilizando esta técnica, uma vez garantidos os requisitos de resistência mínimos do substrato, executa-se a preparação da



superfície do betão (criação de rugosidade para melhorar a aderência) [7]. De seguida, procede-se aos seguintes passos: (i) aplicação de primário na superfície do betão (opcional); (ii) limpeza do laminado; (iii) aplicação do adesivo de colagem no laminado e no substrato (espessura total da camada de adesivo entre 1,5 e 2,0 mm [12]); e (iv) posicionamento do laminado e aplicação de pressão com rolo. Finalmente, após a cura do adesivo, devem ser realizados os testes de controlo de qualidade apropriados, nomeadamente a verificação da existência de vazios no adesivo que podem originar a ocorrência de descolamentos prematuros. A aplicação de laminados seguindo a técnica EBR envolve pouco meios, não necessita de mão-de-obra muito qualificada e apresenta elevados rendimentos, pelo que, atualmente, é a mais utilizada [4].

#### 2.2.6.2 NSM

A técnica NSM consiste na inserção do material de reforço (*e.g.*, laminados com larguras entre 3 e 18 mm [7]) em rasgos executados no betão de recobrimento e que são previamente preenchidos com adesivo de colagem. Desta forma, o sistema de reforço apresenta uma maior superfície de colagem, o que se traduz numa maior eficácia do reforço face ao EBR. Consequentemente, destacam-se as seguintes vantagens: (i) elevada resistência a fenómenos de descolamento prematuro, sendo possível explorar a capacidade resistente do material CFRP; (ii) menor quantidade de CFRP empregue (para a mesma taxa de reforço); e (iii) melhor desempenho ao fogo (dado o efeito isolante do betão de recobrimento). No entanto, apesar das claras vantagens apresentadas face ao EBR, a técnica NSM apresenta os seguintes inconvenientes: (i) o procedimento de aplicação é mais complexo e moroso; (ii) é dificilmente aplicável em estruturas com recobrimento inferior a 15 mm dado o (iii) risco de corte de armaduras associado durante a execução dos rasgos.

### 2.2.7 Sistemas de reforço à flexão com laminados de CFRP

#### 2.2.7.1 Comportamento mecânico

O comportamento mecânico de elementos de betão armado (vigas ou lajes) reforçados à flexão com o sistema EBR caracteriza-se, simplificada, através de uma relação multilinear carga-deslocamento onde se destacam quatro estados distintos: (i) comportamento elástico linear da estrutura até ao início da fendilhação; (ii) comportamento elástico das armaduras<sup>1</sup> com o betão tracionado fendilhado até à cedência das armaduras; (iii) comportamento elasto-plástico das armaduras até o betão atingir a sua resistência máxima à compressão; e (iv) destacamento do CFRP (ou, em alternativa, rotura no CFRP à tração seguida de esmagamento do betão). Contudo, é de referir que o comportamento dependerá bastante da taxa de reforço aplicada. Diversas campanhas experimentais provam que, por um lado, quanto maior a taxa de reforço exterior maior é a capacidade de carga dos elementos mas, por outro lado, menor é a capacidade de deformação (*i.e.*, redução da ductilidade) [13].

#### 2.2.7.2 Modos de rotura do sistema de reforço

A identificação e análise dos diversos modos de rotura possíveis de um elemento reforçado à flexão com laminados de CFRP são de elevada importância para a definição da sua capacidade de

---

<sup>1</sup> Metálicas (varões de aço das armaduras internas) e não metálicas (compósito do reforço exterior).

carga (e respectivas verificações de segurança). Simplificadamente, podem distinguir-se dois modos de rotura do reforço: (i) rotura à tração do CFRP; e (ii) destacamento do substrato (que pode ocorrer de variadas formas). O modo (ii) é usualmente designado como modo de rotura prematura que, para além de ser do tipo frágil (tal como o modo (i)), implica que a capacidade resistente do laminado não tenha sido explorada na sua totalidade, pelo que, se possível, deve ser evitado. Geralmente, é dada preferência aos modos de rotura do elemento que envolvam o esmagamento do betão, após a cedência das armaduras e com manutenção da aderência do sistema CFRP [4, 7].

### 2.2.7.3 Recomendações de dimensionamento

Em termos de regulamentação e recomendações de dimensionamento para reforço de estruturas de betão com sistemas CFRP, destacam-se os seguintes documentos: (i) “ACI 440.2R-08 (2008) – Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures”, American Concrete Institute [14]; (ii) “Fib Bulletin 14 (2001) – Externally Bonded FRP Reinforcement for RC Structures”, International Federation for Structural Concrete [12]; e (iii) “CNR-DT 200 R1 (2013) – Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Existing Structures”, Italian Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction [6].

Os princípios de dimensionamento de sistemas de reforço CFRP são semelhantes aos de sistemas de reforço por colagem de chapas de aço, diferindo nos aspetos que se referem em seguida. O material CFRP apresenta comportamento linear elástico até à rotura, maior resistência à tração, assim como maior suscetibilidade para modos de rotura prematura por descolamento. De facto, o dimensionamento do sistema de reforço é geralmente condicionado pelo descolamento do CFRP. Assim, a maioria dos regulamentos recomendam que o aumento da resistência introduzido pelo sistema de reforço seja limitado (no máximo até 40 a 60%) para garantir a segurança em caso de acidente e, por outro lado, que a extensão máxima de dimensionamento seja reduzida a valores inferiores ao da extensão última do CFRP, para ter em conta a ocorrência de eventuais roturas prematuras [7].

Relativamente ao reforço à flexão, os documentos referidos acima indicam que se pode recorrer a uma análise a nível da secção por equações de equilíbrio e compatibilidade em conjunto com as relações constitutivas dos materiais assumindo uma ligação perfeita CFRP-betão (sem escorregamento) e a conservação das secções planas (diagrama de extensões contínuo e linear). Saliente-se ainda a importância da consideração do estado inicial de tensão e deformação instalado na estrutura antes da aplicação do reforço, através de uma análise incremental de esforços e deformações/tensões.

## 2.3 Comportamento a temperaturas elevadas de sistemas CFRP

### 2.3.1 Aspetos gerais

A utilização de sistemas de reforço através da colagem de CFRPs levanta questões relacionadas com o seu desempenho a temperaturas elevadas, especialmente quando o reforço é aplicado em elementos estruturais de edifícios, onde o fogo constitui uma das ações de projeto. De facto, a resistência, a rigidez e as propriedades adesivas destes materiais são severamente afetadas para

temperaturas moderadamente elevadas, nomeadamente quando estas se aproximam da temperatura de transição vítrea ( $T_g$ ) da matriz polimérica (tipicamente, entre 55 e 120 °C). Refira-se que este valor pretende ser representativo do processo de transformação do material em que ocorre a transição entre o comportamento mecânico característico de um vidro e o comportamento mecânico característico de um elastómero. A ligação entre o betão e o CFRP desempenha um papel crucial no comportamento do sistema e é materializada por adesivos epoxídicos ( $T_g$ , como referido, tipicamente entre 40 e 80 °C) que, por curarem geralmente à temperatura ambiente, são ainda mais suscetíveis à temperatura do que o próprio material CFRP. Quando sujeitos a temperaturas mais elevadas, geralmente entre 200 e 300 °C (dependendo da respetiva formulação), iniciam-se reações químicas que quebram cadeias poliméricas e desencadeiam o processo de degradação do material, usualmente identificado pela temperatura de decomposição térmica ( $T_d$ , geralmente entre 300 a 400 °C) a partir da qual é libertado calor, fumo e gases tóxicos (por vezes inflamáveis). Para a determinação dos valores de  $T_g$  e  $T_d$  dos materiais CFRP e respetivos adesivos de colagem, recorre-se normalmente a ensaios de análise mecânica dinâmica (DMA ou DMTA) e a ensaios de calorimetria diferencial de varrimento e termogravimetria (DSC e TGA, respetivamente). A importância da determinação destes valores relaciona-se com o facto destes parâmetros poderem ser indicadores do desempenho mecânico do sistema de reforço quando sujeito a temperaturas elevadas [15].

A resistência ao fogo de elementos estruturais é tipicamente baseada no cumprimento de três critérios de desempenho: (i) resistência – capacidade de manter a resistência estrutural necessária; (ii) estanquidade – capacidade de manter integridade, evitar emissão ou passagem de fumo, chamas ou gases combustíveis; e (iii) isolamento – capacidade de manter a superfície fria a temperaturas suficientemente reduzidas. Estes três critérios devem ser simultaneamente respeitados durante um determinado período de exposição ao fogo (que depende do tipo de elemento e do tipo de edifício/utilização), o qual se denomina por tempo de resistência ao fogo [8]. A presente análise focar-se-á na evolução da capacidade resistente a temperaturas elevadas (segundo curvas de incêndio padrão) de elementos estruturais de betão armado reforçados, com especial atenção na deterioração das propriedades mecânicas e adesivas dos materiais constituintes dos sistemas de reforço CFRP.

### 2.3.2 Efeito da temperatura nas propriedades dos materiais

Um elemento de betão armado reforçado com materiais CFRP é constituído por (i) betão, (ii) aço em varão, (iii) compósito de CFRP e (iv) adesivo de colagem. As propriedades dos materiais estruturais com mais interesse para a compreensão do respetivo comportamento a temperaturas elevadas são as propriedades térmicas (e.g., condutividade térmica, calor específico, emissividade, densidade) e mecânicas (e.g., resistência, módulo de elasticidade, coeficiente de dilatação térmica). Na presente subsecção aborda-se, sobretudo, o efeito da temperatura nas propriedades mecânicas de cada um dos materiais referidos, com especial atenção nos materiais poliméricos (CFRP e adesivo).

#### 2.3.2.1 Betão

A evolução das propriedades físicas e mecânicas do betão sujeito a temperaturas elevadas tem sido alvo de estudo e investigação ao longo do último século e, apesar de se manterem algumas incertezas, é um assunto relativamente consensual e abordado no Eurocódigo 2 [16]. O efeito da

temperatura nas propriedades do betão relaciona-se com a evaporação da água de constituição, com implicações a nível da composição química e estrutura física do material, sendo o efeito mais pronunciado na pasta de cimento. Geralmente, com a evaporação da água presente nos poros do betão, dá-se o aumento localizado de pressão e volume no interior do material que, restringido pelo betão circundante não aquecido, pode fraturar e originar destacamentos (fenómeno designado por *spalling*).

Relativamente à evolução da resistência à compressão do betão ( $f_c$ ) com o aumento da temperatura, proposta pelo Eurocódigo 2 (EC2), note-se pela Figura 1 a) que se mantém praticamente constante até 200 °C e que a cerca de 600 °C é reduzida para 60% da resistência à temperatura ambiente. Por outro lado, a resistência à tração do betão ( $f_{ct}$ ) é uma propriedade mais sensível ao aumento da temperatura, pelo que a referida norma recomenda que seja desprezada para temperaturas elevadas. No entanto, caso seja necessário considerá-la, pode ser adotada a evolução presente na Figura 1 a): até 100 °C não é explicitada qualquer redução da capacidade resistente, no entanto, a cerca de 600 °C a resistência à tração admitida é nula. Por fim, quanto à curva do módulo de elasticidade ( $E_c$ ) presente na Figura 1 b), também se considera constante até 100 °C, diminuindo para 20% do seu valor inicial a 400 °C.

### 2.3.2.2 Aço para betão armado

O comportamento do aço laminado a quente (o mais utilizado para armar peças de betão) a temperaturas elevadas também se encontra estipulado no EC2 [16]. A curva correspondente à tensão de cedência ( $f_{sy}$ ) presente na Figura 1 a) indica, por um lado, a diminuição acentuada das propriedades mecânicas do aço quando a temperatura ultrapassa 400 °C; por outro, indica também que, antes de se atingir 600 °C, a tensão de cedência é reduzida para metade do valor registado à temperatura ambiente. Desta redução resulta o valor da temperatura “crítica” do aço, geralmente estabelecido aos 593 °C. Relativamente à curva referente ao módulo de elasticidade do aço ( $E_s$ ) presente na Figura 1 b), apesar de ser qualitativamente semelhante à da tensão de cedência, a redução inicia-se a temperaturas inferiores (a 100 °C), sendo que a 600 °C o módulo de elasticidade é apenas 30% do valor registado à temperatura ambiente.

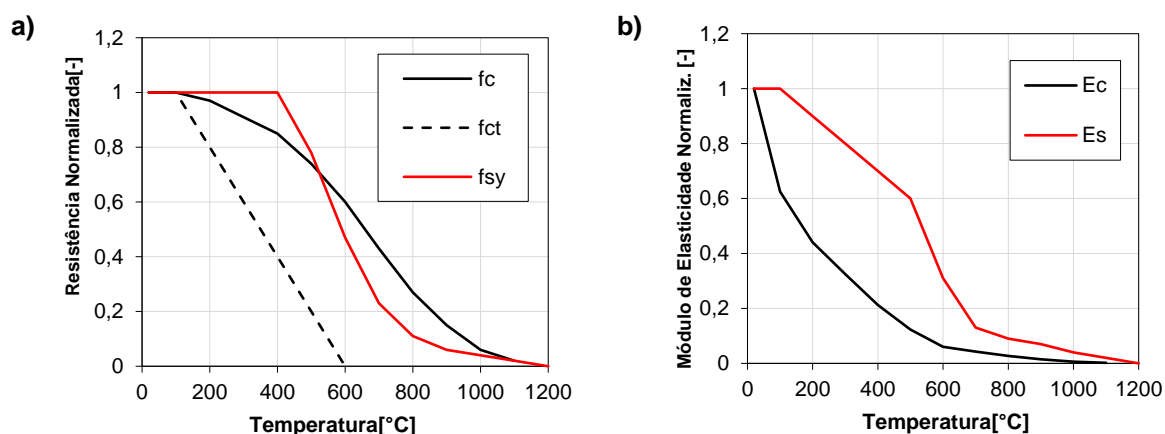


Figura 1 – Influência da temperatura na a) resistência e no b) módulo de elasticidade do betão com agregados calcários (resistência à compressão,  $f_c$ , resistência à tração,  $f_{ct}$ , e módulo de elasticidade,  $E_c$ ) e do aço (tensão de cedência,  $f_{sy}$ , e módulo de elasticidade  $E_s$ ) de acordo com o Eurocódigo 2 Parte 1-2 [16] (adaptado de [8]).

### 2.3.2.3 CFRP

Ainda que o comportamento dos CFRPs varie bastante consoante o tipo de fibra e de matriz polimérica utilizada, as propriedades mais afetadas e com maior influência no desempenho do compósito a temperaturas elevadas são as da matriz polimérica. Por exemplo, algumas fibras de carbono revelam reduções pouco significativas de resistência até 600-800 °C<sup>1</sup>, enquanto a resistência da maioria das resinas epoxídicas utilizadas na matriz de CFRPs apresenta acentuadas degradações para temperaturas cerca de 10 vezes inferiores. Por esta razão, a propriedade provavelmente mais importante para efeitos de comportamento e dimensionamento ao fogo dos sistemas CFRP é a temperatura de transição vítrea ( $T_g$ ). Porém, note-se que a degradação das propriedades mecânicas do material pode dar-se antes da  $T_g$  ser atingida. Isto porque este valor é indicativo de um processo de transição que ocorre não a uma dada temperatura, mas ao longo de um intervalo e cuja determinação experimental depende de vários fatores, tais como a taxa de aquecimento (cujos reduzidos valores recomendados nos documentos normativos contrastam com os que se verificam numa situação real de incêndio) [4, 17].

Bisby [18] e Bisby *et al.* [19] reuniram os resultados de diferentes estudos sobre as propriedades mecânicas (resistência e módulo de elasticidade) de materiais CFRP a temperaturas elevadas. Porém, à semelhança do estudo de Saafi [20], os resultados reunidos por Bisby [18] correspondem a ensaios e materiais com diferentes características (*e.g.*, diferentes tipologias de CFRP, percentagens de fibras,  $T_g$  das resinas), justificando a elevada dispersão dos mesmos. Apesar disto, ambos os autores verificaram que, por exemplo, para 150 e 250 °C, as resistências correspondem em geral a cerca de 80% e 50% do valor registado à temperatura ambiente, respetivamente. A título de exemplo, representa-se na Figura 2 o modelo analítico de degradação de resistência com a temperatura proposto por Bisby [18] que, como se pode observar, permanece aproximadamente inalterado até 100 °C. Relativamente à degradação do módulo de elasticidade com a temperatura, verifica-se, pela Figura 3, uma menor suscetibilidade até 300 °C, comparativamente à curva da resistência à tração. É de referir que alguns dos resultados experimentais apresentaram uma tendência contrária à que seria de esperar, aumentando com a temperatura em vez de diminuírem, o que poderá estar relacionado com eventuais efeitos de pós-cura térmica da matriz polimérica (*cf.* 2.3.2.4).

Firmo [8] reuniu uma série de resultados experimentais disponíveis na literatura sobre o comportamento a temperatura elevada de materiais CFRP solicitados à tração. Nesse conjunto de estudos experimentais, foram utilizados dois tipos de procedimentos de ensaio: os provetes foram (i) aquecidos até determinada temperatura e só depois carregados até à rotura (regime estacionário [S]); ou (ii) previamente carregadas a temperatura ambiente e só depois aquecidas até à rotura (regime transiente [T]). Dos resultados reunidos por Firmo [8] (dos estudos de Cao *et al.* [21], Wang *et al.* [22], Chowdhury *et al.* [23] e Yu e Kodur [24]), apresentam-se, na Figura 2 e na Figura 3, os correspondentes aos materiais CFRP.

---

<sup>1</sup> As fibras de carbono podem resistir a temperaturas superiores a 2000 °C [22], mas apenas na ausência de oxigénio (ou seja, numa atmosfera inerte). Caso contrário iniciam-se processos de oxidação (tipicamente a partir de 600 °C) que afetam as propriedades das fibras.

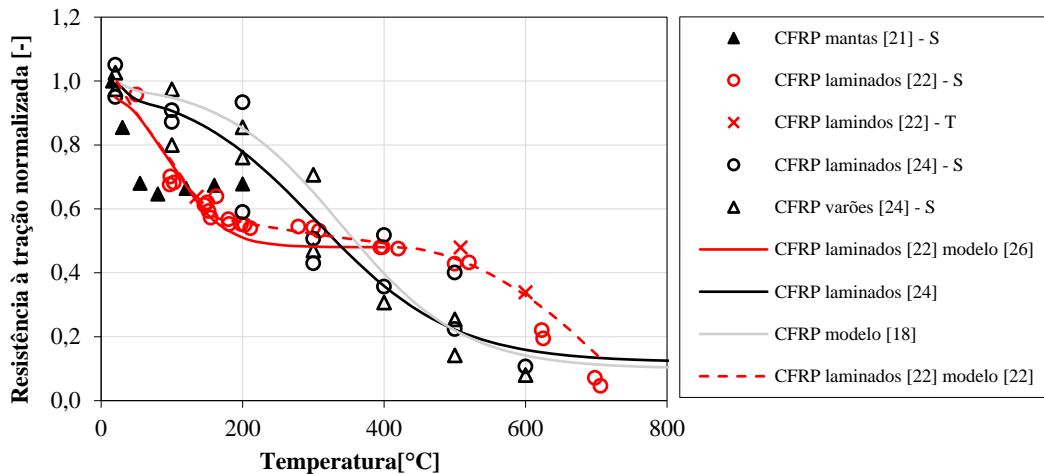


Figura 2 – Resistência à tração normalizada com a temperatura de materiais CFRP e adesivos epoxídicos (adaptado de [8]).

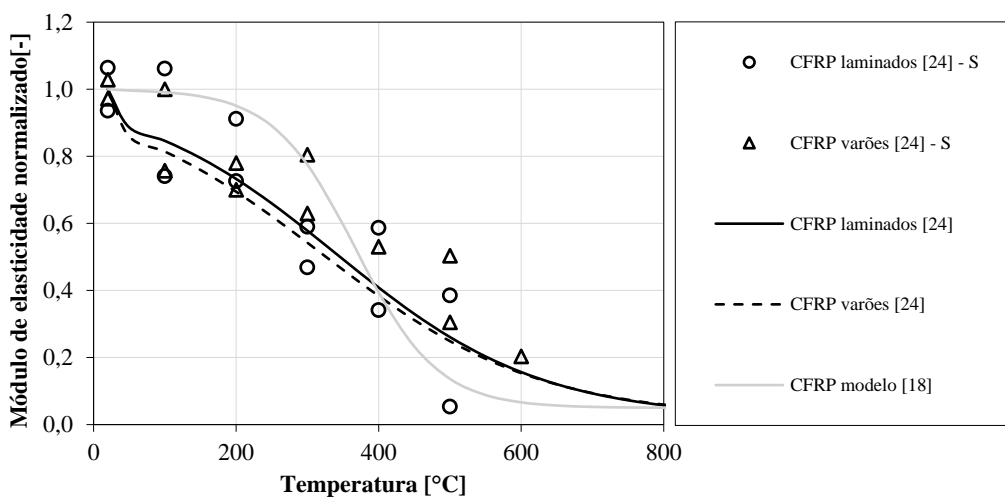


Figura 3 – Rigidez à tração normalizada com a temperatura de materiais CFRP e adesivos epoxídicos (adaptado de [8]).

A título de exemplo, refere-se o estudo de Wang *et al.* [22], que investigaram a resistência à tração de laminados de CFRP desde 20 até 700 °C. Como se pode observar pela Figura 2, os resultados evidenciaram duas reduções consideráveis de resistência face aos respetivos valores a temperatura ambiente: (i) cerca de 60% para temperaturas entre 20 e 150 °C; e (ii) uma redução de 45% para 10% para temperaturas entre 450 e 700 °C. Entre estes dois intervalos (*i.e.*, entre 150 e 450 °C), foi observada uma redução menos acentuada da resistência, registando-se a 300 °C valores de cerca de 50% da resistência à temperatura ambiente. Para temperaturas de cerca de 600 °C, os autores constataram um pico de libertação de calor no compósito e a simultânea transição da relação tensão-deslocamento para não linear, que associaram ao processo de oxidação das fibras (também observado nos testes de Foster e Bisby [25]).

Apesar dos resultados das diferentes campanhas experimentais resumidas na Figura 2 e na Figura 3 não poderem ser generalizados nem diretamente comparados devido à diversidade de constituintes e de condições de produção de cada material CFRP testado, é possível formular os seguintes comentários: (i) quer a resistência à tração, quer o módulo de elasticidade dos materiais CFRP apresentam uma redução acentuada com o processo de transição vítrea da matriz, seguida de uma redução menos pronunciada durante o processo de decomposição (da matriz) e posterior redução

mais acentuada impulsionada pelo processo de oxidação das fibras de carbono (600-800 °C); (ii) mesmo depois do processo de decomposição da matriz, as fibras são capazes de reter uma fração considerável da sua resistência à tração a temperatura ambiente.

Paralelamente às várias campanhas experimentais, têm vindo a ser desenvolvidos diversos modelos analíticos [18, 22, 24, 26–28] com o intuito de prever e simular o comportamento dos materiais FRP a temperaturas elevadas (na maioria, modelos semi-empíricos). A título de exemplo, refere-se a proposta de Gibson *et al.* [26],

$$P(T) = R^n \left[ \frac{P_U + P_R}{2} - \frac{P_U - P_R}{2} \tanh\{k_m(T - T_{g,mech})\} \right] \quad (1)$$

em que  $P(T)$  corresponde à propriedade mecânica (e.g., resistência à tração, módulo de elasticidade) à temperatura  $T$ ;  $P_U$  e  $P_R$  são as propriedades para temperaturas inferiores e superiores ao processo de transição vítrea, respetivamente, mas antes do processo de decomposição;  $k_m$  e  $T_{g,mech}$  são parâmetros obtidos por calibração através dos resultados experimentais;  $R$  é o teor residual da resina; e  $n$  é um parâmetro que depende do estado de tensão do compósito.

Esta equação foi calibrada por diversos autores, por exemplo, por Wang *et al.* [22], tendo-se mostrado geralmente muito coerente com os diferentes resultados experimentais, como se pode observar na Figura 2.

#### 2.3.2.4 Adesivos de colagem

##### Aspetos gerais

A maioria dos adesivos utilizados na colagem de CFRPs pré-fabricados, tal como as respetivas matrizes, são constituídos à base de resina epoxídica. Por isso, é expectável uma semelhança qualitativa na evolução das suas propriedades quando comparada com a da matriz polimérica do material compósito [10]. O comportamento das ligações inter e intramolecular (secundárias e covalentes, respetivamente) dos polímeros termoendurecíveis com a temperatura pode ser dividido em três fases: (i) fase vítrea (comportamento rígido característico de um vidro), em que as ligações secundárias estendem sem partir; (ii) transição vítrea, durante a qual se dá a quebra das ligações secundárias entre as cadeias moleculares, resultando numa diminuição brusca das propriedades mecânicas e na alteração do comportamento para viscoelástico (comportamento característico de um elastómero); e (iii) decomposição da resina, com o progressivo aumento de temperatura. Segundo Moussa *et al.* [28], dos diferentes modelos analíticos propostos na literatura que descrevem este processo destacam-se, pela boa aplicabilidade a diferentes tipos de materiais compósitos, o de Mahieux *et al.* [29] e o de Gibson *et al.* [26] (equação (1)).

Contudo, dada a diversidade de formulações de adesivos epoxídicos presentes na indústria da construção e a dependência das respetivas condições de cura, torna-se complexo fazer generalizações do respetivo comportamento a temperaturas elevadas. A adicionar às dificuldades presentes na generalização do referido comportamento, está o facto da maioria dos estudos presentes na literatura focarem-se sobretudo no desempenho global da ligação CFRP-betão (*cf.* 2.3.3) e não tanto na caracterização das propriedades mecânicas dos adesivos com a temperatura [30].

#### Efeito de pós-cura térmica

A mudança do comportamento dos adesivos epoxídicos de sólido para viscoelástico, associado a temperaturas superiores à  $T_g$ , deve-se à quebra de ligações secundárias entre cadeias poliméricas (intermoleculares) [28]. Este processo não só é reversível (por arrefecimento), como pode resultar no melhoramento das propriedades mecânicas do adesivo num efeito de pós-cura térmica. Este último efeito envolve o fornecimento de temperatura adicional (superior à  $T_g$  “inicial”), que promove o prolongamento das reações de polimerização (*cross-linking*) e resulta num incremento do módulo de elasticidade, da temperatura de transição vítrea, da estabilidade térmica e da resistência química do adesivo [10, 28, 31]. Contudo, na maior parte das aplicações reais, não é usual efetuar pós-cura térmica dos adesivos de colagem, pois esta é uma operação dispendiosa, quer em termos de equipamentos, quer em termos de mão de obra. Importa ainda referir que o processo de cura aquecido é a razão pela qual as matrizes dos sistemas pré-fabricados apresentam tipicamente  $T_g$  mais elevadas do que os adesivos de colagem (que curam geralmente à temperatura ambiente).

#### Caracterização mecânica

Klamer [10] investigou o efeito da temperatura na resistência à tração de adesivos epoxídicos, com  $T_g$  de 62 °C (segundo o fabricante), através de ensaios à flexão de provetes. Constatou que a 80 °C apenas se preservou 20% da resistência inicial. O autor estudou ainda o efeito da temperatura e de um ciclo de aquecimento-arrefecimento (10 dias a 20 °C, 2 dias a 80 °C e 2 dias a 20 °C) no módulo de elasticidade do adesivo através de ensaios à compressão. Neste estudo observou-se, por um lado, a acentuada redução do módulo de elasticidade com a temperatura e, por outro lado, o incremento das propriedades mecânicas dos provetes sujeitos ao ciclo de aquecimento-arrefecimento, provavelmente devido a efeitos de pós-cura promovidos por esse procedimento.

Al-Safy *et al.* [31] investigaram o efeito da temperatura nas propriedades de uma resina epoxídica utilizada em sistemas de moldagem manual de mantas ( $T_g$  de 70 °C, determinada por ensaios DMTA) e, em particular, a influência do efeito de pós-cura no comportamento da resina à tração a temperatura elevada. Os provetes foram curados a 100 e 140 °C (*post-curing at high temperatures*, HPC), a 60 °C (*post-curing at moderated temperatures*, PC) e a temperatura ambiente (*without post-curing*, AB) e posteriormente ensaiados a 20, 40 e 60 °C. Como se pode observar pela Figura 4, tanto a resistência à tração como a não linearidade das curvas aumentaram com o efeito de pós-cura. Saliente-se ainda a diminuição significativa da resistência à tração de todos os provetes ensaiados a 60 °C.

Bascom e Cottington [32] apresentaram um dos primeiros estudos relativo aos efeitos da temperatura nas propriedades mecânicas de um adesivo epoxídico ( $T_g$  de 68 °C; método de determinação não especificado). Segundo estes autores, a redução da resistência à tração a 50 °C (máxima temperatura testada) foi cerca de 35% face ao valor obtido a temperatura ambiente (*cf.* Figura 5).

Moussa *et al.* [28] investigaram as propriedades físicas e mecânicas de um adesivo epoxídico usado para colagem de laminados de CFRP sujeito a processos de aquecimento e arrefecimento para além da  $T_g$  (46 °C, segundo ensaios de DSC). Constataram que a 60 °C a resistência do adesivo é inferior a 20% dos valores à temperatura ambiente (*cf.* Figura 5). Os autores concluíram que os



resultados experimentais foram coerentes com os previstos pelos modelos de Gibson *et al.* [26] e Mahieux *et al.* [27].

Os dados apresentados anteriormente confirmam que, por um lado, os adesivos são mais suscetíveis à degradação mecânica quando expostos a temperaturas elevadas do que o próprio material CFRP e, por outro lado, que a respetiva caracterização se encontra pouco documentada na literatura e carece de investigação adicional.

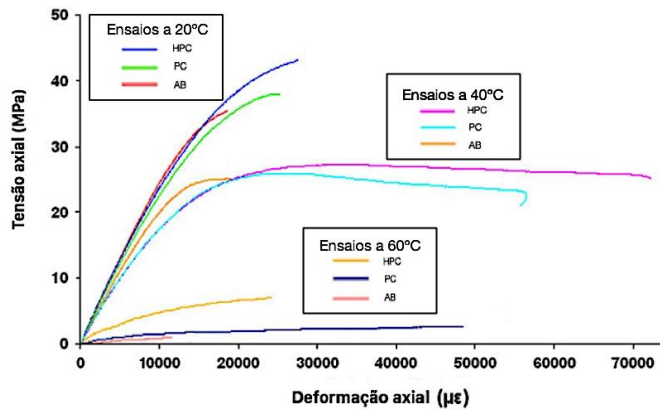


Figura 4 – Relação tensão-deformação para uma resina epoxídica de saturação (para um sistema MBrace) para diferentes condições de cura e ensaios a diferentes temperaturas (adaptado de [31]).

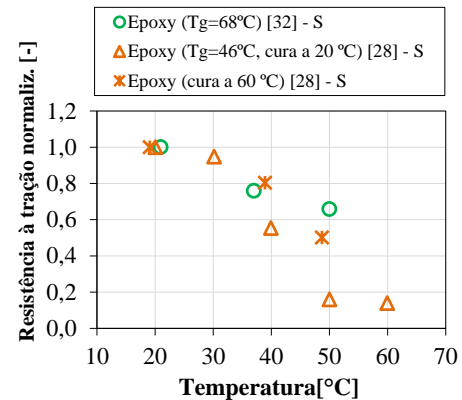


Figura 5 – Resistência à tração normalizada de adesivos estruturais utilizados na colagem de sistemas CFRP em função da temperatura (adaptado de [8]).

### 2.3.3 Efeito da temperatura na ligação CFRP-betão

#### 2.3.3.1 Aspectos gerais

Num sistema de reforço com CFRPs, o material responsável pela ligação (adesivo) ao elemento estrutural de betão armado desempenha um papel fundamental na transferência de cargas entre o substrato (betão) e o reforço (CFRP). Esta ligação é materializada por adesivos epoxídicos que curam a temperatura ambiente ( $T_g$  geralmente entre 40 e 80 °C); assim, para temperaturas moderadas, as respetivas propriedades mecânicas e adesivas são severamente afetadas, o que introduz escorregamento nas interfaces betão-adesivo e adesivo-CFRP. Devido a esse escorregamento, o adesivo perde a sua aptidão para transferir eficazmente as forças entre o betão e o material CFRP, desenvolvendo-se neste último tensões de tração inferiores quando comparadas ao caso de uma ligação perfeita (*i.e.*, com interação total). Geralmente, com o aumento do escorregamento e a deterioração do adesivo, dá-se o descolamento do CFRP. Assim, para averiguar a eficácia do reforço a temperaturas elevadas torna-se fundamental estudar e compreender o comportamento da ligação betão-CFRP.

Relativamente à solitação da camada de adesivo, de acordo com Juvandes [11], esta traduz-se essencialmente em dois tipos de esforços: (i) esforços de corte devidos à variação do momento fletor entre secções, ao agravamento local do esforço pela formação de fendas no betão e à descontinuidade localizada na extremidade do reforço; e (ii) esforços de tração de destacamento do reforço (*peeling-off*), manifestados em casos/zonas específicas, como a zona de amarração do reforço

(devido aos efeitos de interrupção e de excentricidade axial<sup>1</sup> do laminado em relação à superfície de betão), as zonas de imperfeição da superfície do betão (porque geram forças de desvio no laminado) e as zonas localizadas em fendas de corte (devido a escorregamentos diferenciais no betão). Refira-se que é na extremidade do reforço (onde ocorre a interrupção brusca do mesmo) que se verifica uma maior concentração de tensões (especialmente ao corte), que podem levar ao destacamento prematuro do compósito, como representado esquematicamente na Figura 6 a). A Figura 6 b) representa esquematicamente a ligação CFRP-betão que é constituída, por um lado, pelas duas interfaces da ligação (*i.e.*, CFRP-adesivo e adesivo-betão), cujo comportamento pode ser definido por modelos não lineares de tensão vs. escorregamento e, por outro lado, pelo próprio adesivo epoxídico, que é solicitado essencialmente a esforços de corte puro e cujo comportamento se traduz por uma relação constitutiva que geralmente se considera linear. Todavia, dada a complexidade envolvida na caracterização das referidas interfaces e dos materiais (especialmente a temperatura elevada), são geralmente assumidas simplificações para representar o comportamento global da ligação. Por exemplo, Gao *et al.* [33] e Arruda *et al.* [34] estudaram a aplicação duma relação global bilinear para a relação tensão de corte vs. escorregamento na ligação CFRP-betão sujeita à combinação de ações térmicas e mecânicas, enquanto Dai *et al.* [35] propuseram, para o mesmo efeito, uma relação não linear.

Na avaliação experimental do comportamento da interface betão-adesivo-compósito, em geral recorre-se aos seguintes ensaios: (i) corte (com junta simples ou dupla) ou flexão de vigas reforçadas para avaliarem modos de rotura do Tipo I; e (ii) *pull-off* para avaliarem roturas do Tipo II (*cf.* Figura 6 a)). Como referido anteriormente, a lei de comportamento das interfaces betão-adesivo-CFRP estabelece-se quase sempre com base na relação local entre tensão de corte (aderência) e o escorregamento total da junta (deslocamento relativo entre o CFRP e a superfície do betão) [11]. Por essa razão, os ensaios do tipo (i) serão analisados em mais detalhe.

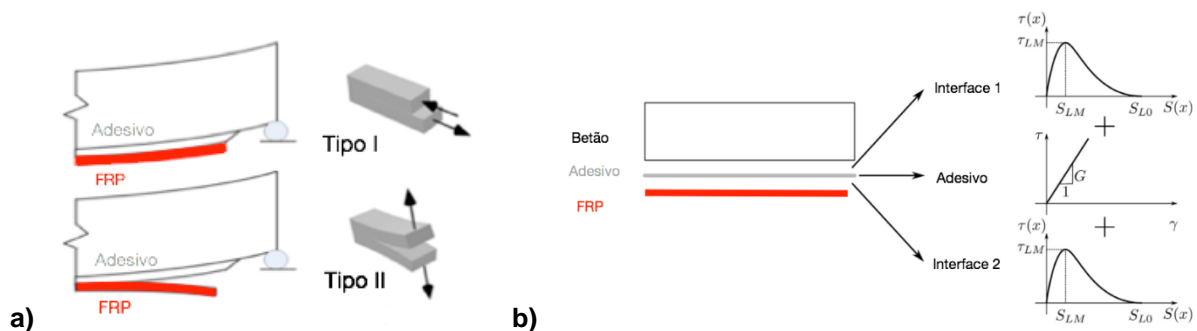


Figura 6 – Representação esquemática da ligação CFRP-betão: a) solicitação da camada de adesivo; b) modelos teóricos do comportamento da ligação (tensão vs. escorregamento) (adaptado de [8, 10]).

### 2.3.3.2 Ensaio *pull-off*

Klamer [10] investigou a resistência ao arrancamento por tração (*pull-off*) de um sistema CFRP a temperatura elevada, tendo avaliado separadamente as duas interfaces presentes na ligação, nomeadamente betão-adesivo e adesivo-CFRP. Identificou dois modos de rotura: (i) rotura coesiva, a

<sup>1</sup> As tensões axiais no compósito têm a resultante no centro de gravidade do mesmo, e não junto ao betão, fazendo com que surjam esforços de flexão e conseqüentes tensões normais à interface CFRP-betão que, embora inferiores às tensões de corte, podem levar ao destacamento prematuro do compósito.

nível de um dos materiais (betão ou CFRP); e (ii) rotura adesiva, a nível de uma das interfaces (betão-adesivo e adesivo-CFRP). Relativamente aos ensaios betão-adesivo, constatou que a resistência da ligação diminui com a temperatura, especialmente entre 50 e 60 °C, ou seja, antes da  $T_g$  do adesivo (62 °C, segundo o fabricante) ser atingida. A temperaturas inferiores a 50 °C registou roturas coesivas pelo betão, enquanto a temperaturas mais elevadas observou roturas adesivas pela interface betão-adesivo. Relativamente aos ensaios adesivo-CFRP, constatou uma redução quase linear da resistência da ligação com a temperatura e roturas geralmente adesivas.

Para além da alteração do modo de rotura com o aumento de temperatura (de coesivo para adesivo), os resultados de Klamer [10] evidenciaram o aumento da resistência nos ensaios *pull-off* com a qualidade do betão; de uma forma geral, verificou-se que a temperatura ambiente um aumento de 70% na resistência do betão induziu um aumento da resistência ao arrancamento por tração para cerca do dobro.

### 2.3.3.3 Ensaios de corte de junta simples e dupla

#### Sistemas de reforço EBR

Gamage *et al.* [36], através de ensaios de corte de junta simples em provetes de betão reforçados com mantas de CFRP (resina epoxídica com  $T_g$  não determinada), avaliaram o efeito da temperatura no valor da tensão de corte máxima. Através dos resultados obtidos, concluíram que o valor máximo da tensão de corte diminuiu consistentemente com a temperatura. Adicionalmente, constataram uma diminuição drástica nos valores da tensão de corte máxima a partir de 50 °C e a estabilização dos mesmos, a partir de 75 °C, para valores inferiores a 25% dos registados à temperatura ambiente. Estes resultados e respetivas conclusões mostraram-se consistentes com os de outra campanha experimental, executada por Wu *et al.* [37]. Em ambos os estudos, de uma forma geral, observou-se uma alteração do modo de rotura com o aumento da temperatura, de uma rotura coesiva-adesiva (à temperatura ambiente) para uma rotura exclusivamente adesiva (a temperaturas elevadas).

Blontrock [38] realizou ensaios de corte de junta dupla em blocos de betão armado reforçados com laminados colados (adesivo epoxídico com  $T_g$  de 62 °C, método de determinação não especificado). Ao aumentar a temperatura do ensaio de 20 °C (temperatura referência) para 40, 55 e 70 °C, a resistência última do reforço foi 141%, 124% e 82% da obtida a 20 °C, respetivamente. Este autor apontou que o inesperado aumento de resistência para temperaturas inferiores à  $T_g$  poderá estar relacionado com a significativa diferença dos coeficientes térmicos de expansão entre o betão e o CFRP que, por isso, terão induzido tensões adicionais na ligação (e de sinal contrário às aplicadas no ensaio) com impacto positivo na capacidade de carga; de facto, investigações teóricas recentes [33, 35] indicam que estas tensões adicionais podem explicar tais incrementos. À temperatura ambiente ocorreram roturas coesivas a nível do betão, enquanto a temperaturas elevadas verificaram-se roturas adesivas a nível da interface betão-adesivo.

Klamer *et al.* [39] vieram mais tarde confirmar e complementar os resultados de Blontrock [38] através de ensaios de corte de junta dupla e de flexão de vigas reforçadas com laminados colados (adesivo epoxídico com  $T_g$  de 62 °C, método de determinação não especificado) a temperaturas de 20, 50, 65 e 70 °C. Os provetes foram pré-aquecidos durante 12 h antes dos ensaios (ainda que o autor não tenha referido a possível influência do efeito de pós-cura (*cf.* secção 2.3.2.4)) e, tal como nos

ensaios de Blontrock, a resistência última do reforço aumentou para temperaturas inferiores à  $T_g$  (110% a 50 °C) e diminuiu para temperaturas superiores (64% a 75 °C), com modos de rotura semelhantes. Segundo Klamer *et al.* [39], a capacidade da ligação foi afetada pelo aumento da temperatura tendo sido apresentadas as seguintes razões: (i) a perda de rigidez do adesivo, que resultou numa uniformização das extensões ao longo da zona de amarração do laminado, diminuindo a concentração de tensões na extremidade do mesmo; e (ii) a perda de resistência do adesivo, que foi observada, especialmente, para temperaturas superiores à  $T_g$  [39].

Por outro lado, Leone *et al.* [40], através de ensaios de corte de junta dupla em laminados colados (adesivo epoxídico com  $T_g$  de 55 °C, determinado por ensaios DSC) submetidos a temperaturas de 20 °C (temperatura de referência), 50, 65 e os 80 °C, obtiveram resultados sensivelmente diferentes dos de Blontrock [38] e Klamer [39]. Em particular, a resistência última da ligação betão-CFRP para temperaturas inferiores à  $T_g$  diminuiu (85% a 50 °C) e para temperaturas superiores aumentou (109% a 80 °C). Estes autores constataram a redução dos valores da tensão máxima de corte na ligação betão-CFRP com o aumento da temperatura, de uma forma geral, quando se verificava um deslocamento relativo entre os materiais de aproximadamente 0,1 mm. Leone *et al.* [40] registaram ainda que a 80 °C (cerca de uma vez e meia superior à  $T_g$ ) a tensão de corte máxima era 25% do valor à temperatura ambiente.

Mais recentemente, Firmo *et al.* [41] executaram ensaios de corte de junta dupla em sistemas CFRP-EBR (adesivo epoxídico com  $T_g$  de 47 °C, determinado por ensaios DMA) submetidos a temperaturas entre 20 °C (temperatura de referência) e 120 °C. Para além da averiguação da influência de diferentes procedimentos de ensaios (regime estacionário vs. transiente), também foi analisada a influência da utilização de sistemas de ancoragem mecânica. Neste estudo, o aumento de temperatura causou: (i) uma redução consistente da resistência da ligação; (ii) a progressiva aproximação à distribuição linear da extensão axial na interface devido ao amolecimento do adesivo; (iii) o aumento do comprimento efetivo de ligação (*i.e.*, zona de amarração); e (iv) a alteração do modo de rotura (de coesivo para adesivo). Neste estudo obtiveram-se resultados similares quando os ensaios foram realizados em regime estacionário ou transiente, sendo a resistência da ligação a 120 °C cerca de 23% da obtida a temperatura ambiente.

#### Sistemas de reforço NSM

Os estudos disponíveis na literatura relativos ao comportamento da ligação betão-CFRP segundo a técnica de reforço NSM são limitados. No estudo de Palmieri *et al.* [42] a resistência da ligação aumentou com o aumento da temperatura até ser atingida a  $T_g$  do adesivo e diminuiu para temperaturas iguais ou superiores a esse valor. Por outro lado, Yu e Kodur [43] constataram uma redução contínua da resistência da ligação com a temperatura.

Firmo *et al.* [44] realizaram ensaios de junta dupla em elementos de betão reforçados com laminados CFRP e adesivos epoxídicos ( $T_g$  de 47 °C, determinada por ensaios DMA) segundo a técnica de reforço NSM. Os ensaios foram executados com temperaturas compreendidas entre 20 °C e 150 °C e a redução da resistência da ligação foi consistente com o aumento da temperatura. Além disso, à semelhança dos resultados apresentados em [41], constatou-se que o aumento da temperatura causou a progressiva aproximação à distribuição linear da extensão axial na interface devido ao amolecimento

do adesivo, o aumento do comprimento efetivo de ligação (*i.e.*, da zona de amarração) e a alteração do modo de rotura (de coesivo para adesivo). Refira-se ainda que para a máxima temperatura testada (150 °C) a resistência foi cerca de 33% da registada à temperatura ambiente.

### Sumário

Os resultados apresentados anteriormente, resumidamente ilustrados na Figura 7, mostraram-se particularmente contraditórios na variação da resistência da ligação para temperaturas inferiores à  $T_g$  do adesivo – aumentando em alguns casos [38, 39, 42], diminuindo noutros [36, 37, 43, 44], ou até apresentando variações não monotónicas [40]. Ainda assim, a temperaturas moderadamente superiores às  $T_g$ s dos adesivos a resistência da ligação mantém-se considerável. Firno *et al.* [41] referiram as forças friccionais que se desenvolvem na interface da ligação como possível justificação para esta reserva de resistência. Relativamente à discrepância de resultados, é de referir que para temperaturas inferiores à  $T_g$  (onde há maior discrepância) a rotura é geralmente coesiva e está dependente da qualidade do betão (cujas resistências varia de autor para autor). Adicionalmente, no caso das campanhas experimentais onde a resistência última aumentou com a temperatura (até à  $T_g$ , para valores superiores a resistência diminuiu), os provetes foram sujeitos a um período longo (12 h ou mais) de pré-aquecimento, ou seja, o efeito de pós-cura térmica pode eventualmente ter contribuído para o incremento da resistência. Outra possível justificação para este aumento de resistência prende-se com o diferencial de expansão térmica entre o betão e o CFRP que poderá induzir tensões adicionais favoráveis na ligação.

Apesar das discrepâncias, verifica-se, de uma forma geral, que o aumento da temperatura (i) até valores próximos da  $T_g$  do adesivo leva à diminuição do módulo de elasticidade do adesivo que, por sua vez, contribui para a uniformização das tensões de corte ao longo do comprimento de amarração; (ii) provoca o aumento do comprimento efetivo de ligação; e (iii) altera o modo de rotura (de coesivo para adesivo).

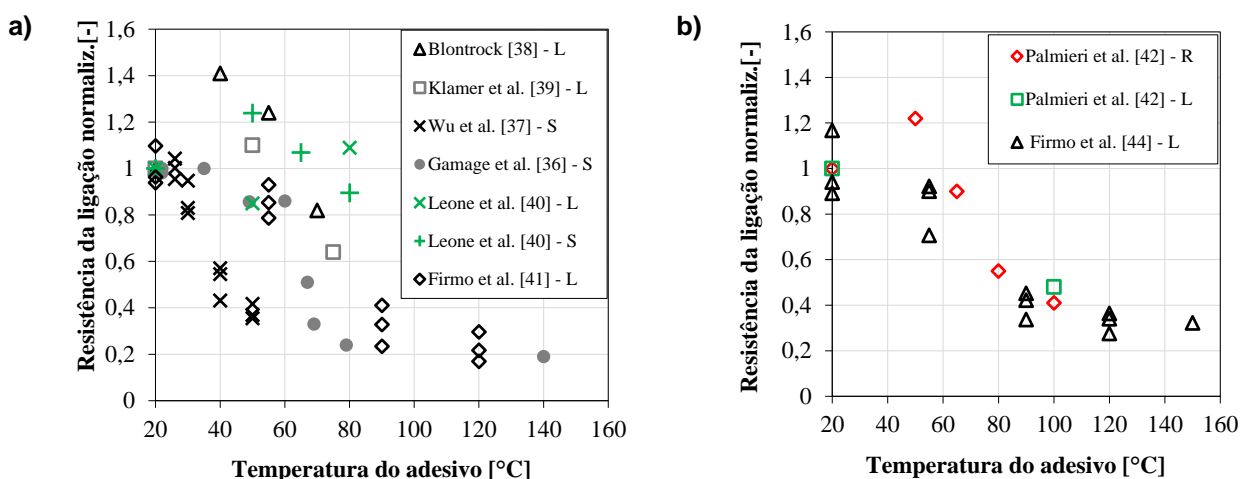


Figura 7 – Resistência normalizada da ligação betão-CFRP em função da temperatura do adesivo (L - laminados; S - mantas; R – varões; adaptado de [7]) para sistemas: a) EBR; e b) NSM.

## 2.3.4 Efeito da temperatura em vigas reforçadas com sistemas CFRP

### 2.3.4.1 Estudos experimentais em vigas EBR-CFRP

A verificação da segurança ao fogo em termos de capacidade resistente dos elementos estruturais reforçados com laminados de CFRP colados é medida em termos de tempo (*i.e.*, é verificada a segurança caso o elemento estrutural mantenha uma resistência superior às cargas atuantes em situação de incêndio durante o período de exposição ao fogo requerido). Esta verificação é geralmente avaliada experimentalmente em ensaios de resistência ao fogo realizados em câmaras térmicas, onde os elementos são sujeitos a determinados níveis de carga e expostos a uma curva de aquecimento padrão temperatura-tempo, que pretende simular o aquecimento em situação de incêndio no pior dos casos possíveis [30].

Deuring [45] realizou uma das primeiras investigações sobre o comportamento ao fogo de vigas de betão armado reforçadas à flexão com laminados de CFRP. Das quatro vigas reforçadas, carregadas até cerca de 55% da sua capacidade de carga a temperatura ambiente e posteriormente sujeitas ao incêndio padrão, duas foram protegidas com painéis de silicato de cálcio de diferentes espessuras. Nas vigas reforçadas sem qualquer sistema de proteção ao fogo, apesar da rotura global se ter dado ao fim de 81 minutos de exposição, o descolamento do reforço ocorreu ao fim de 20 minutos. Nas vigas protegidas, por outro lado, o tempo total de resistência ao fogo foi superior a 120 minutos e a perda da ligação betão-CFRP foi consideravelmente atrasada para mais de 60 minutos. Estes resultados mostraram a necessidade de aplicar isolamento térmico em sistemas de reforço com CFRPs para tirar partido dos mesmos em situação de incêndio.

Williams *et al.* [46] investigaram o comportamento ao fogo de duas vigas em T de betão armado, simplesmente apoiadas e reforçadas à flexão com mantas de CFRP. Estas vigas foram isoladas termicamente em todo o seu comprimento (3.9 m) por uma camada de vermiculite e gesso (VG), com diferentes espessuras (Viga 1 com 25 mm e Viga 2 com 38 mm), sobre as quais foi aplicada uma película especial de tinta intumescente. Para além disso, nas extremidades, foram colocadas camadas de mantas de GFRP em forma de U, funcionando como ancoragens passivas de prevenção do descolamento prematuro do reforço e permitindo um aumento (previsto) de 15% do momento resistente. As vigas foram então carregadas até cerca de 48% da sua capacidade de carga a temperatura ambiente e posteriormente sujeitas ao incêndio padrão. Ambas resistiram às solicitações em causa por mais de 240 minutos (4 h) sem atingir a rotura. Ainda assim, como se pode observar pela Figura 8, a  $T_g$  do adesivo (93 °C, segundo o autor) foi ultrapassada quer na Viga 1 (entre os 16 e 36 minutos), quer na Viga 2 (entre os 55 e 57 minutos), não tendo sido possível identificar o instante de descolamento do sistema CFRP. O bom comportamento ao fogo destas vigas pode ser explicado (i) pelo reduzido incremento de resistência à flexão introduzido pelo reforço utilizado neste estudo e (ii) pelo bom desempenho do isolamento térmico que, ao manter temperaturas moderadas na estrutura pré-existente, garantiu que não ocorresse o colapso mesmo após a perda de eficácia do sistema de reforço.

Blontrock *et al.* [47] também estudaram o comportamento ao fogo de vigas de betão armado reforçadas à flexão com laminados de CFRP e carregadas até 38% da respetiva capacidade à temperatura ambiente. As vigas foram isoladas com placas de gesso e lã de rocha com diferentes espessuras, métodos de fixação e extensão da proteção. Verificaram que o descolamento do sistema

de reforço ocorreu, aproximadamente, num intervalo de temperaturas correspondentes à  $T_g$  do adesivo de colagem. Com a adoção de sistemas de proteção ao fogo, como seria de esperar, o tempo de exposição necessário para que a  $T_g$  do adesivo fosse atingida aumentou consideravelmente, sendo o sistema de proteção em forma de U (utilizado também por Williams *et al.* [46]) o mais eficaz. Adicionalmente, ao utilizar este tipo de sistemas apenas na zona de ancoragem, com a zona intermédia do laminado exposta diretamente ao fogo, o tempo de resistência ao fogo (durante o qual a ligação foi preservada e o laminado de CFRP foi capaz de manter a sua contribuição mecânica) aproximou-se do registado nas vigas em que toda a extensão do reforço foi protegida.

Firmo *et al.* [48] estudaram o comportamento ao fogo de seis vigas de betão armado reforçadas com laminados de CFRP (taxa de reforço de 94%), previamente carregadas até aproximadamente 50% da respetiva capacidade de carga à temperatura ambiente. Uma das vigas foi ensaiada sem reforço nem isolamento, outra apenas com reforço (desprotegida) e as restantes quatro foram reforçadas e protegidas termicamente, com sistemas à base de vermiculite e perlite ou de placas de silicato de cálcio com diferentes espessuras, sendo que a zona de amarração nas extremidades do laminado (cerca de 200 mm de comprimento) não foi diretamente exposta à ação térmica. Ao manter a zona de ancoragem especialmente protegida do calor, o mecanismo de transmissão de cargas no laminado aproximou-se ao de um “tirante” fixo apenas pela aderência ao betão nas extremidades. Num estudo anterior, Correia *et al.* [49] já tinham apontado para o facto dos materiais FRP, acima da  $T_d$  das resinas, serem capazes de resistir a forças de tração próximas das forças resistentes à temperatura ambiente, caso as zonas de ancoragens se mantivessem a temperaturas relativamente reduzidas. De facto, nos ensaios de Firmo *et al.* [48] a vigas reforçadas mas desprotegidas, o descolamento ocorreu quando a temperatura média na zona de ancoragem atingiu 52 °C ( $T_g$  do adesivo de 55 °C, determinado através de ensaios DMA), sendo a temperatura no laminado a meio vão da viga de 414 °C (superior à  $T_d$  da resina, 380 °C); ou seja, as fibras de carbono, apesar de estarem soltas (dada a decomposição da resina), foram capazes de manter uma considerável fração da sua resistência a temperatura ambiente, o que se traduziu nos seguintes resultados: (i) para o sistema de reforço desprotegido ao longo do comprimento da viga, o descolamento do laminado na zona de ancoragem (mecanismo *peeling-off*) ocorreu após 23 minutos de ensaio; (ii) para os sistemas de reforço isolados por proteções de 25 e 40 mm, o descolamento ocorreu passados mais de 60 e 137 minutos, respetivamente.

Firmo e Correia [50], numa campanha experimental similar mas, neste caso, solicitando a totalidade do comprimento do reforço de CFRP à ação térmica, constataram que a eficácia do sistema, com uma maior espessura de isolamento na zona de ancoragem do que no restante comprimento do laminado (*cf.* Figura 9 a)), se manteve para além dos 70 minutos (dependendo da geometria de isolamento adotada). Para além disto, verificaram que o descolamento do sistema de reforço ocorreu quando a temperatura média no adesivo da zona de ancoragem atingiu valores de 20% a 50% acima da respetiva  $T_g$  (definida através de ensaios DMA), enquanto a temperatura medida no laminado a meio vão ultrapassou 400 °C sem que a rotura do CFRP à tração alguma vez ocorresse (segundo o mecanismo de “tirante” referido anteriormente e representado na Figura 9 b)).

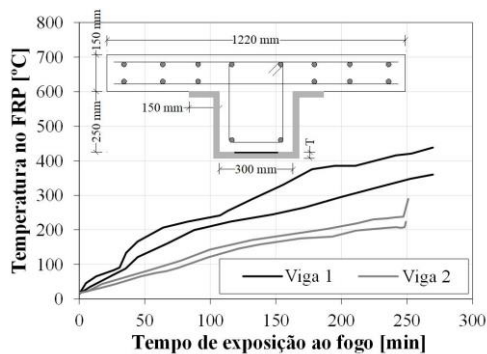


Figura 8 – Evolução da temperatura medida em dois pontos do material FRP na Viga 1 ( $T=25\text{mm}$ ) e Viga 2 ( $T=38\text{mm}$ ) (adaptado de [30]).

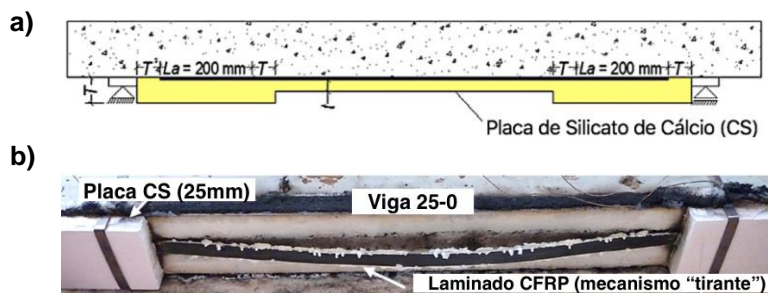


Figura 9 – Representação dos ensaios experimentais de Firmo e Correia [50]: a) representação esquemática da geometria adotada do isolamento; b) modo de rotura (mecanismo "tirante") do sistema de reforço CFRP (adaptado de [50]).

### 2.3.4.2 Estudos experimentais em vigas NSM-CFRP

Nos últimos anos, o interesse na aplicação de sistemas de reforço NSM tem vindo a aumentar. A área de colagem superior e o confinamento da camada de betão circundante tornam este método mecanicamente mais eficaz do que a técnica EBR, inclusive a temperaturas elevadas, para as quais o betão envolvente proporciona isolamento térmico ao CFRP e ao adesivo epoxídico. Porém, a quantidade de estudos experimentais executados com o objetivo de avaliar o comportamento ao fogo de vigas NSM-CFRP é reduzida [51–53].

Firno e Correia [54] testaram sistemas NSM-CFRP em vigas de betão armado protegidas termicamente com placas de silicato de cálcio com espessura superior na zona de ancoragem ( $T$  na Figura 9 a)) face à da zona central da viga ( $t$  na Figura 9 a)). A campanha experimental foi semelhante à apresentada em [50] relativa a sistemas EBR (*cf.* 2.3.4.1), permitindo uma comparação direta do desempenho ao fogo dos sistemas EBR e NSM. Comprovou-se que a eficácia do sistema NSM manteve-se por um período de tempo mais longo de exposição ao fogo (até cerca de 114 minutos para determinada geometria de isolamento), novamente por ativação do mecanismo "tirante". Adicionalmente, verificou-se que o descolamento do sistema de reforço NSM ocorreu para temperaturas médias no adesivo da zona de ancoragem do material CFRP de cerca  $2.2 \times T_g$  a  $5.6 \times T_g$  (*vs.*  $1.2 \times T_g$  a  $1.5 \times T_g$  no sistema EBR).

### 2.3.4.3 Estudos numéricos

Diversos estudos numéricos procuraram modelar o comportamento mecânico de elementos estruturais de betão armado reforçados com CFRP expostos ao fogo. Contudo, para que as previsões sejam precisas, torna-se crucial a devida modelação do comportamento da ligação CFRP-betão que, para além de complexa, é dificultada pela falta de conhecimento, quer da degradação das propriedades mecânicas dos adesivos a temperatura elevada, quer da evolução das curvas tensão *vs.* escorregamento das duas interfaces da ligação (*i.e.* CFRP-adesivo e adesivo-betão) a temperatura elevada. Por exemplo, Liu *et al.* [55] e Kodur e Ahmed [56] elaboraram modelos de previsão da capacidade estrutural de vigas reforçadas com mantas e laminados, respetivamente, sujeitas a temperaturas de incêndio; também Hawlieh *et al.* [57] desenvolveram um modelo de elementos finitos tridimensional para estudar a resposta térmica e estrutural das vigas em T reforçadas e isoladas termicamente e testadas por Williams *et al.* [46]; contudo, de acordo com Dai *et al.* [58], em todos estes



estudos numéricos foi assumida uma ligação perfeita na interface CFRP-betão, apesar de ser consensual que tal não se verifica, especialmente a temperaturas elevadas.

O primeiro estudo a simular a resposta térmica e mecânica de uma viga reforçada com laminados de CFRP exposta a temperaturas elevadas modelando explicitamente a degradação da ligação CFRP-betão foi o de Ahmed e Kodur [59]. O procedimento numérico foi semelhante ao utilizado em [56], mas com a particularidade de se ter considerado a relação tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura. Para além disso, os autores relacionaram a degradação da ligação com a redução do módulo de distorção do adesivo com a temperatura, segundo os resultados de Leone *et al.* [40]. O modelo de elementos finitos considerou a variação das propriedades térmicas e da resposta mecânica dos materiais constituintes com a temperatura (baseada no modelo semi-empírico de Bisby [18]), sendo que o procedimento adotado consiste numa análise térmica seguida de uma análise estrutural. Primeiro, consoante a temperatura de incêndio à qual a viga é sujeita, é determinada a distribuição de temperatura a nível da secção. De seguida, é calculado o escorregamento da interface CFRP-betão (em função da distância à extremidade do laminado). Finalmente, é determinada a relação momento-curvatura para cada segmento de viga e são calculadas as forças internas e a deformação da viga através de uma análise não-linear. Os critérios de rotura assumidos são os seguintes: (i) o momento aplicado excede o momento resistente; (ii) a temperatura das armaduras internas de aço excede 593 °C; (iii) a flecha da viga excede  $L/20$  ( $L$  sendo o vão); (iv) a taxa de deformação da viga excede  $L^2/9000d$  (mm/min),  $d$  sendo a profundidade efetiva da viga (mm); (v) a temperatura no compósito CFRP excede a respetiva  $T_g$ . O modelo foi validado com os resultados experimentais de Blontrock [47] e de Ahmed e Kodur [60], tendo sido obtidas curvas flecha-temperatura coerentes com os resultados experimentais. Contudo, de acordo com Dai *et al.* [35], a simplificação assumida por Ahmed e Kodur [59] relativa ao escorregamento da interface FRP-betão ser exclusivamente devido à distorção da camada de adesivo, não representa devidamente o comportamento tensão de corte vs. escorregamento não linear das interfaces CFRP-betão a temperatura elevada.

Dai *et al.* [58] desenvolveram um modelo de elementos finitos tridimensional que simula o comportamento térmico e estrutural de vigas reforçadas com CFRP, isoladas termicamente e sujeitas a temperaturas de incêndio. Este foi o primeiro modelo a simular a degradação da ligação com a temperatura, quer para a interface CFRP-betão do reforço exterior, quer para a interface aço-betão do reforço interior (segundo os modelos constitutivos referidos em [35, 61], respetivamente). O modelo incluiu uma análise de transferência de calor, seguida de uma análise mecânica, onde foram consideradas as propriedades termofísicas e mecânicas de todos materiais em função da temperatura. Após validação, o modelo forneceu previsões precisas da resposta térmica e estrutural das campanhas experimentais de Blontrock *et al.* [47] e Williams *et al.* [46]. Os autores concluíram que previsões fidedignas dos deslocamentos de vigas reforçadas com CFRP e isoladas exigem modelos apropriados de tensão vs. escorregamento em função da temperatura (contrariamente ao que foi adotado em [55–57]).

Mais recentemente, Firmo *et al.* [62] desenvolveram modelos tridimensionais de elementos finitos de vigas reforçadas com laminados de CFRP segundo as técnicas NSM e EBR com o intuito de validar o dimensionamento otimizado do sistemas de proteção ao fogo (onde a espessura do isolamento é

maior nas zonas das ancoragens, de forma a potenciar a formação do mecanismo “tirante”) proposto em [63]. O comportamento da ligação CFRP-betão foi simulado com base em modelos de tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura obtidos em estudos numéricos [34] e campanhas experimentais [41, 44] anteriores (cf. Figura 10). O modelo foi posteriormente validado com base na campanha experimental de Firmo e Correia [50, 54]. As previsões mostraram-se coerentes com os resultados experimentais, particularmente em relação à perda de eficácia do sistema de reforço (devido ao descolamento na zona de ancoragem do CFRP). Desta forma, os autores confirmaram a adequação dos modelos adotados de tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura, obtidos em [34], para a simulação do comportamento de sistemas de reforço CFRP (EBR e NSM) expostos ao fogo.

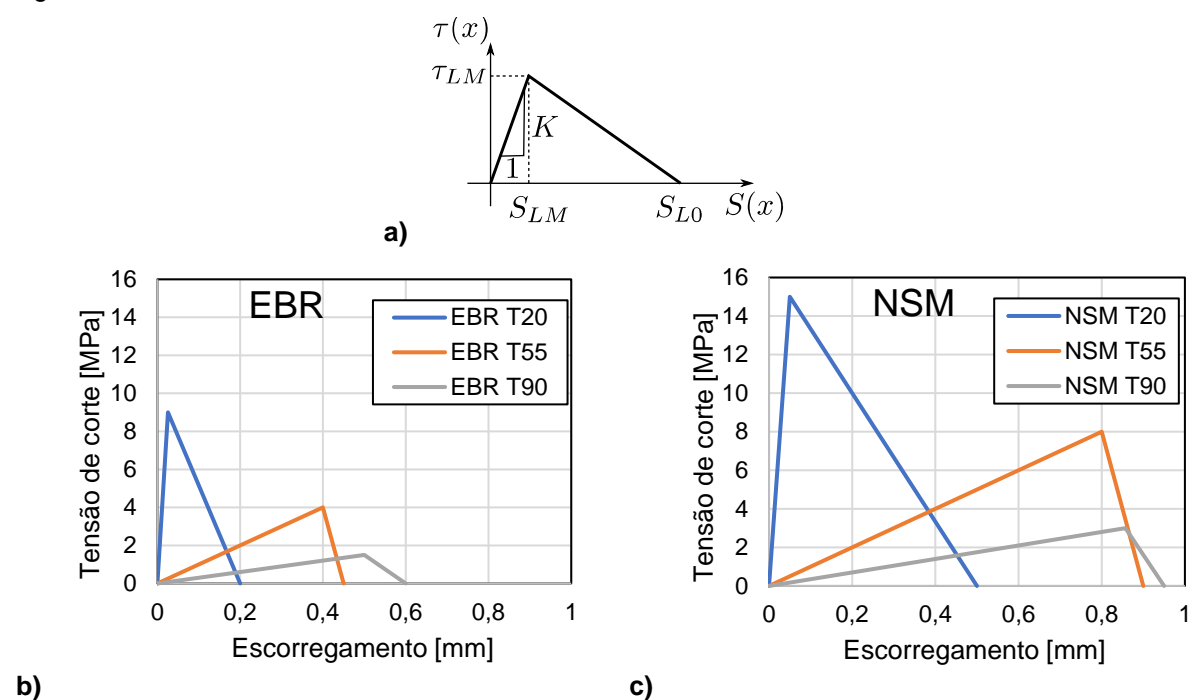


Figura 10 – Modelação da ligação CFRP-betão segundo uma relação bilinear tensão de corte vs. escorregamento: a) parâmetros gerais (rigidez,  $K$ ; tensão máxima de corte,  $\tau_{LM}$ ; e escorregamento último  $S_{L0}$ ); b) curvas para o sistema de reforço EBR; c) curvas para o sistema de reforço NSM (adaptado de [8]).

#### 2.3.4.4 Discussão

Atualmente, os regulamentos para sistemas de reforço em CFRP recomendam negligenciar por completo a contribuição do reforço em caso de incêndio<sup>1</sup>. Contudo, os ensaios apresentados anteriormente demonstram que, com os apropriados sistemas de proteção ao fogo (especialmente na zona de amarração), essa recomendação é demasiado conservativa. De facto, a definição da verdadeira temperatura “crítica” acima da qual o sistema de reforço perde a eficácia e já não é capaz de suportar as cargas aplicadas é um assunto que carece de investigação adicional. Contudo, apesar desta incerteza, diversas campanhas experimentais [64] apontam para o facto de os elementos estruturais conseguirem manter a capacidade de carga em situação de incêndio, mesmo depois da

<sup>1</sup> Embora existam documentos que aceitem a consideração da contribuição do sistema de reforço aquando do dimensionamento ao fogo (caso devidamente isolado e com eficácia garantida por determinada duração em caso de incêndio), não é fornecida nenhuma informação relativa à respetiva verificação.

perda de eficácia do sistema de reforço (que ocorre muito raramente por rotura à tração do laminado). Isto deve-se geralmente ao facto de as estruturas pré-existentes serem sobredimensionadas em termos de resistência ao fogo e do incremento de resistência fornecido pelo sistema CFRP ter sido, em geral, reduzido [30].

Em muitos dos estudos referidos, a manutenção de temperaturas reduzidas na zona de amarração do CFRP foi responsável por um prolongamento considerável da eficácia do sistema de reforço. Tal pode ser conseguido na prática através da inserção dos laminados em paredes divisórias ou pela aplicação de isolamentos mais espessos nas zonas de ancoragem. Assim, em caso de incêndio, o sistema funciona através de um mecanismo de transmissão de cargas do tipo “tirante”, mantendo a respetiva eficácia estrutural, mesmo que ocorra o descolamento ou a decomposição da matriz polimérica na zona central do laminado.

## 2.4 Considerações finais

Tendo em conta a revisão da literatura apresentada nas secções anteriores, pode concluir-se que os estudos e o conhecimento relativo à influência de temperaturas elevadas no comportamento mecânico dos sistemas de reforço com CFRP são ainda limitados. Os trabalhos de investigação realizados têm evidenciado que as propriedades adesivas e mecânicas (*e.g.*, resistência, módulo de elasticidade) dos adesivos de colagem, responsáveis pela ligação CFRP-betão e cruciais para a eficácia do reforço, são seriamente degradadas quando o material se encontra exposto a gamas de temperaturas próximas da  $T_g$  dos adesivos. Contudo, apesar deste inconveniente ser conhecido e de se ter identificado o adesivo de colagem como o material mais suscetível à temperatura, a quantidade de trabalhos de investigação sobre a caracterização das suas propriedades mecânicas em função da temperatura é bastante limitada.

Uma vez identificada a necessidade de investigação que justificou a realização da presente dissertação, foram delineados os seguintes objetivos:

- Caracterizar experimentalmente o comportamento a temperatura elevada de um adesivo estrutural utilizado em sistemas de reforço, através de ensaios de tração e de corte, a fim de desenvolver modelos de degradação das respetivas propriedades em função da temperatura;
- Desenvolver um modelo numérico para simulação de ensaios de aderência considerando explicitamente as propriedades dos adesivos a temperatura elevada ou, em alternativa, simulando a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura disponíveis na literatura; e comparar os resultados obtidos através das duas abordagens numéricas, tendo como referência resultados experimentais obtidos anteriormente no IST [8].



## 3. Estudo experimental do comportamento de adesivos estruturais a temperaturas elevadas

### 3.1 Considerações iniciais

No presente capítulo, apresenta-se, em primeiro lugar, na secção 3.2, a motivação e os objetivos que estiveram na base da realização da presente campanha experimental. Posteriormente, na secção 3.3, descreve-se o adesivo epoxídico analisado na presente campanha experimental. De seguida, nas secções 3.4 e 3.5, apresentam-se a metodologia e o procedimento adotado nas duas séries de ensaios realizadas, à tração e ao corte, respetivamente, referentes ao estudo experimental do comportamento mecânico de adesivos a temperaturas elevadas. Seguidamente, na secção 3.6, são apresentados e analisados os resultados obtidos. Refira-se que estes resultados, por sua vez, irão ser enquadrados no capítulo seguinte, referente ao estudo numérico do comportamento da ligação betão-CFRP a temperatura elevada.

### 3.2 Motivação e objetivos do programa experimental

O comportamento de sistemas de reforço CFRP a temperatura elevada é uma das principais condicionantes quanto à sua aplicação em estruturas, em particular em edifícios, onde a ação do fogo tem de ser considerada, ou em pontes sujeitas a temperaturas de serviço elevadas. Apesar deste inconveniente ser conhecido e de se ter identificado o adesivo de colagem como o material mais suscetível à temperatura, as suas propriedades em função da mesma carecem de investigação, tal como se evidenciou no capítulo anterior. Assim, com o objetivo de estudar e contribuir para o conhecimento sobre o efeito da temperatura na eficácia destes sistemas de reforço, a presente campanha experimental visa a caracterização mecânica de um adesivo de colagem epoxídico (corrente) a temperatura elevada. Para tal, foram realizados ensaios de tração e de corte em provetes desse adesivo a temperaturas elevadas; adicionalmente, foi analisada a adequabilidade de um modelo analítico existente na bibliografia para descrever a degradação com a temperatura das várias propriedades mecânicas determinadas experimentalmente, quer em termos de resistência quer de rigidez.

### 3.3 Descrição do adesivo epoxídico

O adesivo epoxídico analisado na presente campanha experimental tem a designação comercial *S&P Resin 220 epoxy adhesive*; é produzido pela empresa *S&P Clever Reinforcement Ibérica* e especificamente desenvolvido para a colagem de laminados de CFRP. Este produto é fornecido em dois componentes independentes, componente A e B, ambos de densidade  $\rho = 1750 \text{ kg/m}^3$ , que devem ser misturados num rácio de 4:1, respetivamente, em peso e/ou volume. Firmo [8] realizou ensaios de análise mecânica dinâmica (DMA) a uma taxa de aquecimento de  $1 \text{ }^\circ\text{C/min}$  e, através do início do decaimento da curva do módulo de armazenamento ( $E'$ ), definiu a temperatura de transição vítrea do adesivo ( $T_g = 47 \text{ }^\circ\text{C}$ ). Foram igualmente executados ensaios de calorimetria diferencial de varrimento e termogravimetria (DSC e TGA, respetivamente), de acordo com a norma ISO 11357 [65],

para determinar a variação de energia e de massa em função da temperatura. Os ensaios foram realizados desde a temperatura ambiente (cerca de 25 °C) até aproximadamente 800 °C, a uma taxa de aquecimento de 10 °C/min, tendo-se determinado o valor da temperatura de decomposição ( $T_d$ ) do adesivo epoxídico em cerca de 380 °C.

## 3.4 Ensaios de corte

### 3.4.1 Programa experimental

A série de ensaios apresentada na presente subsecção teve como objetivo o estudo do comportamento mecânico ao corte de provetes de adesivo epoxídico em função da temperatura. Para o efeito, procedeu-se à sua caracterização em termos de resistência e rigidez às seguintes temperaturas: 20 °C (temperatura ambiente), 35 °C, 50 °C, 70 °C, 90 °C e 120 °C. Desta forma, o intervalo de temperaturas adotado abrangeu ensaios a temperatura inferior (20 °C e 35 °C), aproximadamente igual (50 °C), superior (90 °C) e significativamente superior (120 °C) à temperatura de transição vítrea do adesivo (47 °C, *cf.* secção 3.3). Refira-se ainda que, para cada temperatura, foram realizados pelo menos três ensaios considerados válidos. A nomenclatura adotada, a título de exemplo, foi *T35\_C\_sp2*, para o caso do segundo provete (sp2) ensaiado ao corte (C) a 35 °C (T35).

### 3.4.2 Geometria e preparação dos provetes

Os provetes foram moldados à temperatura ambiente, através de moldes de polietileno de dimensões 75 × 20 × 8 mm e com a geometria definida na norma ASTM D 5379/D 5379M – 05 [66] (*cf.* Figura 11 a)). A utilização de moldes à base de polietileno garantiu uma aderência mínima entre o molde e o adesivo. Não obstante, antes da moldagem do adesivo aplicou-se uma camada de cera descofrante para garantir uma descofragem mais eficaz, minimizando o risco de danificar o provete. A cura dos provetes foi assegurada na câmara de cura seca do Laboratório de Construção, a 20 °C e durante cerca de 7 meses; esta duração teve como objetivo garantir a “cura completa”<sup>1</sup> do adesivo. Refira-se que estudos recentes realizados ao mesmo adesivo (*cf.* [67]) revelaram uma variação desprezável das propriedades mecânicas para tempos de cura (a temperatura ambiente) superiores a 72 horas.

A preparação dos provetes (após desmoldagem) pode ser resumida em duas fases: (i) execução de um furo de 17,5 mm de profundidade segundo a direção longitudinal do provete (*cf.* Figura 11 b)), com auxílio de uma broca de 2,5 mm de diâmetro, onde se introduziu um fio termopar (do tipo K) para medição da temperatura no interior do provete durante a fase de aquecimento; (ii) marcação de oito pontos/alvos de leitura, com auxílio de uma guia impressa em 3D, sobre a face frontal do provete, previamente pintada com uma tinta branca (*cf.* Figura 11 b)). A marcação destes pontos está relacionada com a técnica adotada para a medição das deformações dos provetes, analisada na secção seguinte. Refira-se ainda que os modos de rotura posteriormente observados (*cf.* secção

---

<sup>1</sup> A maioria dos adesivos epoxídicos apenas atingem a cura completa após aplicação de temperatura moderadamente elevadas (e inferiores à  $T_d$ ); no presente documento, utiliza-se o termo “cura completa” para o grau de cura máximo que é possível atingir em provetes sujeitos a temperatura ambiente.

3.6.1.5) confirmaram que o furo executado para colocação do termopar não teve influência no desempenho mecânico dos provetes.

### 3.4.3 Esquema de ensaio e instrumentação

Relativamente aos equipamentos utilizados, destacam-se os seguintes: (i) uma máquina universal de ensaios – *INSTRON* – e o acessório de ensaio/fixação representado na Figura 12 (responsáveis pela solicitação ao corte do provete); (ii) um videoextensómetro (responsável pela medição de deslocamentos em oito pontos/alvos previamente marcados nos provetes); e (iii) uma câmara térmica (responsável pela solicitação térmica).

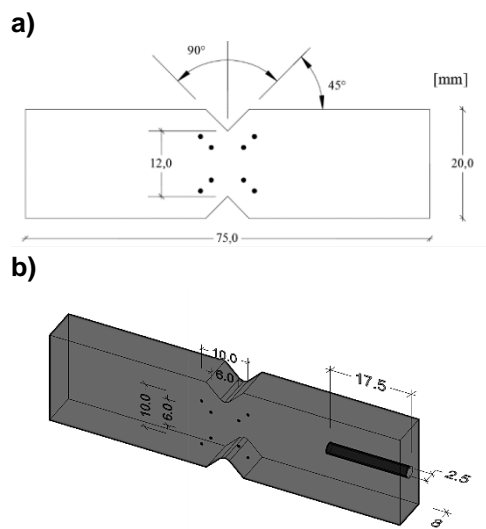


Figura 11 – Representação esquemática da geometria e das dimensões: a) dos provetes ensaiados (normalizados); e b) dos alvos e do furo.

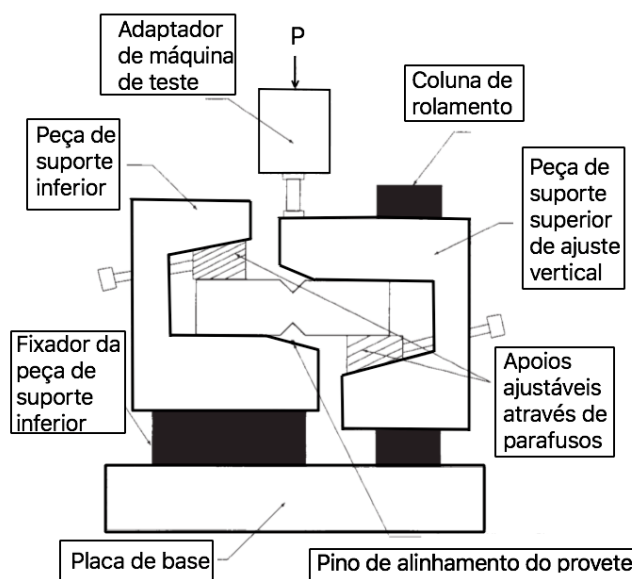


Figura 12 – Acessório de ensaio/fixação para *V-Notched Beam Method* [66], adaptável à máquina universal de ensaios.

A máquina universal de ensaios (de compressão e tração) utilizada, da marca *Instron*, tem capacidade de carga 250 kN. Esta máquina hidráulica do Laboratório de Estruturas e de Resistência de Materiais (LERM) é responsável pela aplicação da carga  $P$  representada esquematicamente na Figura 12. O equipamento permite que o ensaio seja realizado em controlo de deslocamento, ou seja, estipula-se previamente a velocidade de ensaio em milímetros por minuto e a máquina aplica a respetiva força necessária em cada instante até à rotura. Desta forma, a força é aplicada de modo a que o deslocamento relativo entre os cabeçotes da máquina se dê a uma velocidade constante. A esta máquina acopla-se o acessório de ensaio/fixação, representado na Figura 12, especialmente concebido para o ensaio em causa [66]. Este acessório assemelha-se a uma caixa metálica de dimensões exteriores  $120 \times 120$  mm, onde é colocado o provete de dimensões normalizadas. O dispositivo é suspenso dentro da câmara térmica (cf. Figura 13 a) e b)) 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 na garra da máquina de ensaios.

O videoextensómetro utilizado na presente campanha experimental é constituído por (i) uma câmara de vídeo de alta definição, da marca *Sony* (modelo *XCG-5005E*), (ii) uma objetiva *Fujinon* (modelo *Fujifilm HF50SA-1*) e (iii) um tripé, onde foi instalada a câmara e que permite mantê-la numa

posição fixa durante todo o ensaio, assegurando a perpendicularidade da mesma em relação à face frontal do provete (cf. Figura 13 c)). A aquisição e a sincronização dos resultados do videoextensómetro e da máquina de ensaios foi realizada com recurso a um *data logger* (marca *National Instruments*) e um *software* desenvolvido em *LabView*. A técnica da videoextensometria consiste no registo das coordenadas do centro ótico de cada ponto em função do tempo. Uma vez registada a distância inicial entre alvos, o movimento relativo entre estes durante o processo de aplicação de carga permite o cálculo das respetivas deformações. Importa referir que com esta técnica de instrumentação, qualquer variação das condições de luz ou eventuais reflexos podem influenciar a posição do centro ótico dos pontos e causar alguma dispersão (por vezes designada por ruído) nas leituras dos ensaios. Apesar deste inconveniente, a videoextensometria permite a redundância de leituras até à rotura (foram monitorizados oito alvos nos ensaios de corte quando na realidade seria apenas necessário monitorizar quatro) e evita qualquer contacto direto com o provete anulando possíveis interferências (ao contrário de outros métodos, como a colagem de extensómetros, geralmente menos eficazes nos casos de ensaios a temperatura elevada).

A câmara térmica utilizada para o aquecimento dos provetes (marca *Tinius Olsen*) tem de dimensões interiores 605 × 250 × 250 mm. Este equipamento, para além de ser adaptável à máquina *Instron*, é parcialmente envidraçado (cf. Figura 13 c)), possibilitando o recurso à técnica de videoextensometria. Para auxílio da medição e controlo da temperatura de ensaio, para além de um termopar instalado no interior do provete, foi igualmente colocado um termopar adicional no interior da câmara térmica para garantir maior precisão nas leituras da temperatura do ar durante os ensaios. Os termopares foram conectados a um *data logger* da marca *HBM* (modelo *MX 1609*), que foi ligado a um computador com o qual foi feito o registo das temperaturas medidas no interior da câmara térmica.

Refira-se ainda que, uma vez que as condições de iluminação natural no LERM não eram as ideais, tomaram-se cuidados adicionais para garantir a qualidade das leituras do videoextensómetro. Para tal, recorreu-se a um holofote capaz de melhorar as condições de iluminação no interior da câmara térmica e a um painel externo para minimizar o efeito do reflexo da luz natural, passível de causar perturbações nas leituras do videoextensómetro.

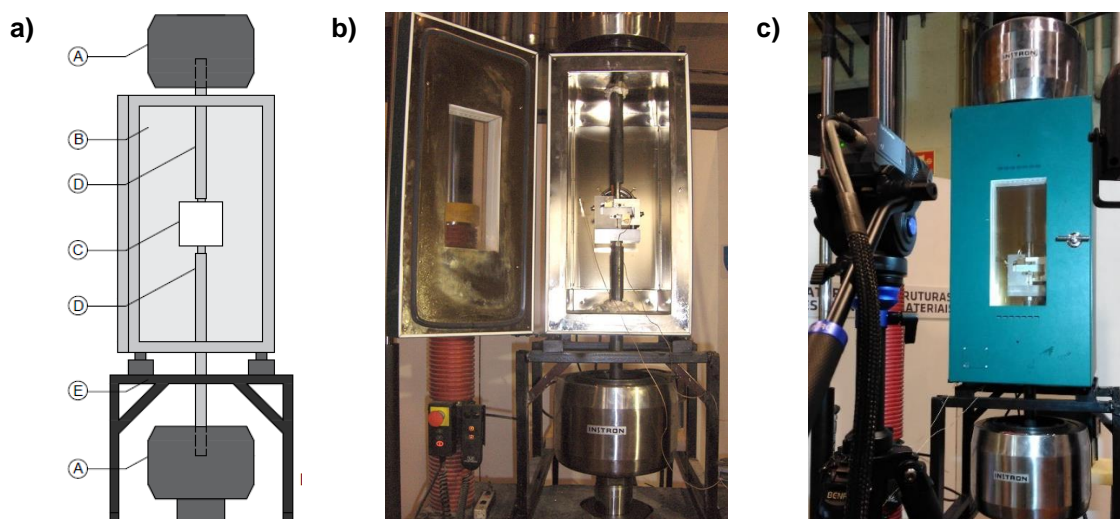


Figura 13 – a) Esquema de ensaio dos ensaios de corte: A) garra da máquina de ensaios; B) câmara térmica; C) acessório de ensaio/fixação; D) haste metálica; E) estrutura metálica de suporte da câmara térmica; b) acessório de ensaio no interior da câmara térmica; c) posicionamento do videoextensómetro alinhado com a zona envidraçada da câmara térmica.



### 3.4.4 Procedimento experimental

O procedimento de ensaio utilizado foi o do regime estacionário, pelo que os provetes foram aquecidos até uma determinada temperatura e só então foram submetidos a um ensaio de corte, com base na metodologia reportada na norma ASTM D 5379/D 5379M<sup>1</sup> – 05 – *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched Beam Method* [66]. Assim, o procedimento dos ensaios de corte baseou-se em duas fases: (i) a fase de aquecimento – solicitação térmica; e (ii) a fase de carregamento – aplicação de um esforço de corte a temperatura constante.

Relativamente à primeira etapa, refira-se que se programou *a priori* a temperatura na câmara 5 °C acima da temperatura objetivo, de modo a acelerar o período de aquecimento, tendo-se ajustado a temperatura da câmara para a temperatura efetivamente pretendida apenas quando o provete estivesse a 1 °C da mesma. É de referir que, por um lado, apenas se procedeu à fase de carga uma vez garantida a estabilização da temperatura objetivo (medida no provete) e, por outro lado, entre ensaios de provetes consecutivos garantiu-se o arrefecimento, até à temperatura ambiente, quer do dispositivo de fixação, quer da câmara térmica, de modo a assegurar condições semelhantes na fase de aquecimento.

Na fase de carregamento, realizada a temperatura constante, a força de compressão aplicada pela máquina de ensaios no acessório de fixação resultou na solicitação do provete ao corte. A frequência das leituras registadas pelo videoextensómetro foi de 5 Hz. O ensaio foi realizado em controlo de deslocamentos a uma velocidade de 0,5 mm/min. A velocidade de ensaio foi previamente ajustada por forma a garantir que a rotura dos provetes ocorresse entre 1 e 10 minutos de ensaio, conforme estipulado na referida norma (para evitar/minimizar efeitos dinâmicos ou resultantes da fluência). Posteriormente, averiguou-se a validade de cada ensaio com base na respetiva duração e no modo de rotura dos provetes.

Note-se que, apesar de a velocidade de ensaio sugerida na norma [66] ser de 2 mm/min, a indicação dada nesse documento é no sentido de se adotar uma velocidade de ensaio que produza, por um lado, uma deformação constante, e por outro, que a rotura ocorra entre 1 e 10 minutos de duração do ensaio. A norma referida não abrange explicitamente ensaios a temperatura elevada e os ensaios preliminares demonstraram que seria incompatível satisfazer simultaneamente ambos os critérios (velocidade e duração de ensaio). Assim, procurou-se estabelecer uma velocidade que satisfizesse o critério de duração de ensaio (1 a 10 minutos) para todas as temperaturas. Efetivamente, os testes preliminares realizados à temperatura ambiente (ensaio de menor duração) evidenciaram que com a velocidade de 0,5 mm/min a rotura era atingida aproximadamente ao primeiro minuto de ensaio, o que se considerou adequado por se antever durações mais elevadas dos ensaios a temperatura elevada<sup>2</sup> cujo objetivo passaria por, com a mesma velocidade de ensaio, não ultrapassar os 10 minutos de duração.

---

<sup>1</sup> Note-se, contudo, que esta norma é especialmente direcionada para materiais compósitos reforçados com fibras e que, ao contrário dos ensaios de tração, não há uma norma específica para ensaios de corte em plásticos não reforçados.

<sup>2</sup> O aumento da temperatura faz diminuir o módulo de elasticidade do adesivo, no entanto, a sua capacidade de deformação máxima aumenta consideravelmente, o que resulta em ensaios de maior duração.

## 3.5 Ensaios de tração

### 3.5.1 Programa experimental

A série de ensaios apresentada na presente subsecção teve como objetivo o estudo do comportamento mecânico à tração em função da temperatura de provetes do adesivo epoxídico descrito na secção 3.3. Para o efeito, à semelhança do programa experimental dos ensaios de corte, procedeu-se à caracterização do adesivo em termos de resistência e rigidez às seguintes temperaturas: 20 °C (temperatura ambiente), 35 °C, 50 °C, 70 °C, 90 °C e 120 °C. Para cada temperatura, foram efetuados pelo menos três ensaios considerados válidos. A nomenclatura adotada, a título de exemplo, foi a seguinte: *T50\_T\_sp3*, para o terceiro provete (sp3) ensaiada à tração (T) a 50 °C (T50).

### 3.5.2 Geometria e preparação dos provetes

Os provetes foram moldados à temperatura ambiente, através de moldes de dimensões gerais 170 × 20 × 4 mm e com a geometria requerida para o ensaio em causa [68] (cf. Figura 14). A metodologia adotada desde a moldagem dos provetes até ao momento de ensaio foi semelhante à que se encontra descrita na secção 3.4.2. A cura dos provetes foi assegurada na câmara de cura seca do Laboratório de Construção, a 20 °C e durante cerca de 7 meses, tendo sido registada, antes dos ensaios, a espessura e largura de todos os provetes em três pontos distintos ao longo do comprimento interior do provete. Seguidamente, procedeu-se à marcação de quatro alvos em linha reta (cf. Figura 14), cujas distâncias foram medidas com o auxílio de uma craveira digital, sobre a face frontal do provete previamente pintada com tinta branca. Como já foi referido, a marcação destes pontos está relacionada com a utilização de videoextensometria para a medição das deformações.

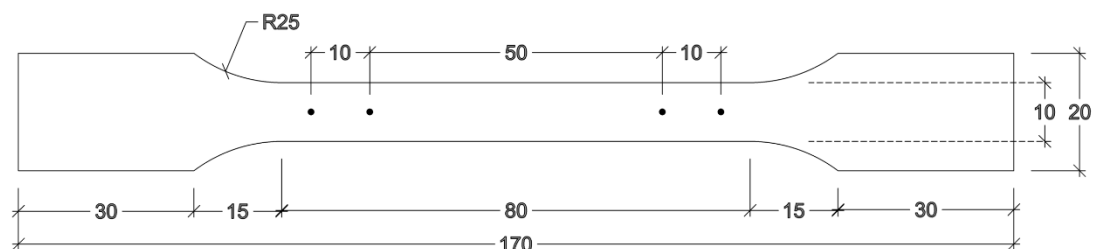


Figura 14 – Dimensões normalizadas em milímetros dos provetes e da posição dos quatro pontos/alvos dos ensaios de tração.

### 3.5.3 Esquema de ensaio e instrumentação

Relativamente aos equipamentos utilizados nos ensaios destacam-se os seguintes: (i) máquina universal de testes em conjunto com um sistema de garras em cunha de aperto manual, representado na Figura 15; (ii) videoextensómetro; e (iii) câmara térmica (cf. Figura 16).

Para além dos equipamentos referidos anteriormente, semelhantes aos utilizados nos ensaios de corte (cf. secção 3.4.3), foi necessária a utilização de um nível de bolha com laser, como ilustrado na Figura 15, por forma a assegurar a verticalidade do provete aquando a sua colocação nas garras, evitando o desenvolvimento de possíveis forças de desvio durante o carregamento.

### 3.5.4 Procedimento experimental

À semelhança dos ensaios de corte, o procedimento dos ensaios de tração baseou-se em duas fases: (i) a fase de aquecimento – solitação térmica; e (ii) a fase de carregamento – aplicação de esforço de tração a temperatura constante. Os provetes foram aquecidos até determinada temperatura e só então submetidos a um ensaio de tração com base na metodologia reportada na norma EN ISO 527 – *Plastics - Determination of tensile properties - parts 1 and 2* [68, 69].

Relativamente à primeira fase, os ensaios preliminares evidenciaram reduzidas durações da fase de aquecimento comparativamente aos ensaios de corte, dada a menor espessura dos provetes. Optou-se por fazer a medição da temperatura com uma metodologia semelhante à utilizada nos ensaios de corte (furação com broca e introdução de um fio termopar) mas num provete independente, igualmente colocado no interior da câmara (cf. Figura 15) e apenas sujeito à solitação térmica, evitando-se assim a introdução de qualquer dano nos provetes a tracionar.

Na segunda fase dos ensaios, foi adotado um procedimento semelhante ao dos ensaios de corte, em que se garantiu a temperatura constante e se aplicou a força de tração em controlo de deslocamentos (velocidade de 0,5 mm/min).

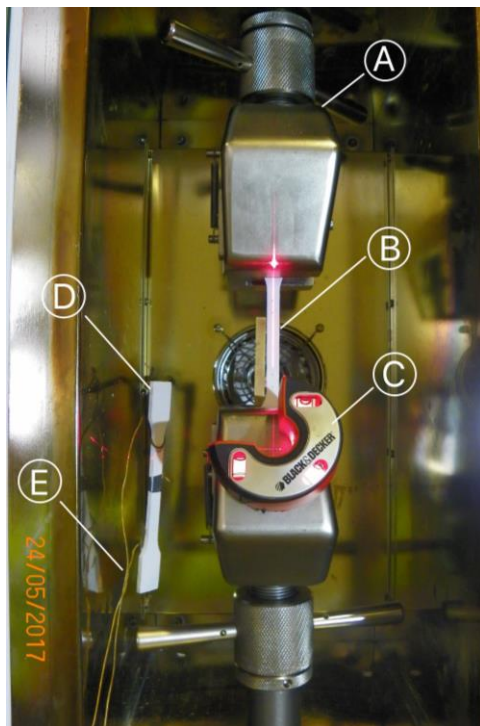


Figura 15 – Posicionamento dos provetes no interior da câmara térmica: A) acessório de ensaio de tração; B) provete de ensaio; C) nivelador; D) provete de medição de temperatura; E) fios termopar do tipo K.

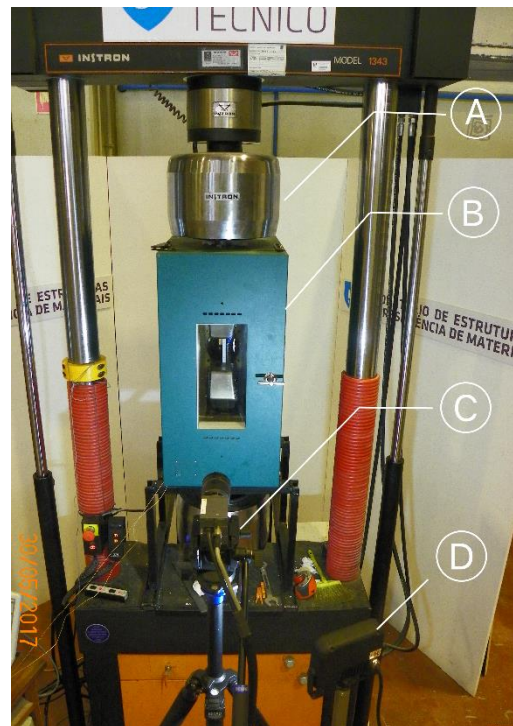


Figura 16 – Vista geral do ensaio: A) garra da máquina de ensaios; B) câmara térmica; C) posicionamento do videoextensómetro alinhado com a zona envidraçada da câmara térmica.; D) holofote.

## 3.6 Resultados experimentais e análise

### 3.6.1 Ensaios de corte

#### 3.6.1.1 Curvas de aquecimento

A metodologia de aquecimento adotada, anteriormente descrita na secção 3.4.4, consistiu na imposição de uma temperatura na câmara térmica 5 °C acima da temperatura objetivo, ajustando-se o controlador da câmara térmica para a temperatura efetivamente pretendida apenas quando o provete estivesse a 1 °C da mesma. Tal procedimento pode ser constatado na Figura 17, que ilustra, a título de exemplo, o andamento das curvas de aquecimento do ar no interior da câmara térmica e de um provete ensaiado a 70 °C. Nesta figura observa-se que a temperatura da câmara aumenta linearmente com o tempo até atingir a temperatura para a qual foi programada, enquanto a temperatura no provete não segue a mesma tendência, registando uma redução progressiva da respetiva taxa de aquecimento. O facto de a taxa de aquecimento (no material) não ser constante, uma vez que a câmara térmica utilizada não permite a programação de tal definição, é aliás uma das razões pela qual os ensaios foram realizados em regime estacionário em detrimento do regime transitório (*i.e.*, provetes solicitados até determinado nível de carga e posteriormente aquecidos até à rotura) que, à partida, se aproximaria mais da realidade de incêndio. Ainda assim, os registos de temperatura efetuados permitiram estimar as taxas de aquecimento da câmara e dos provetes para cada ensaio; verificou-se que a variação da taxa média de aquecimento dos provetes para as diferentes temperaturas de ensaio foi pouco significativa (com exceção dos ensaios a 35 °C, *cf.* Tabela 4). É de referir que as taxas de aquecimento da câmara foram estimadas para o troço inicial ascendente (*cf.* Figura 17); e as dos provetes foram estimadas entre o instante inicial e o instante em que se atingiu a temperatura objetivo.

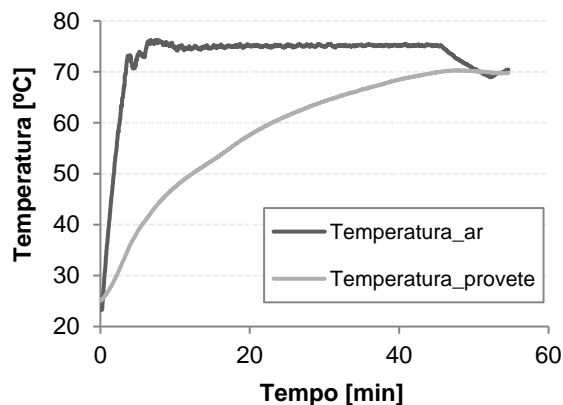


Figura 17 – Exemplo de uma curva aquecimento do interior da câmara térmica e de um provete de um ensaio de corte (temperatura de teste de 70 °C).

Tabela 4 – Duração e taxas de aquecimento médias do interior da câmara térmica e dos provetes dos ensaios de corte.

Temperatura objetivo [°C]	Taxa média de aquecimento [°C/min]		Tempo [min]
	Câmara	Provete	
35	13,0	0,4	22
50	19,3	1,5	21
70	13,6	1,0	45
90	13,1	1,1	61
120	10,8	1,2	76

#### 3.6.1.2 Curvas força vs. deslocamento

Apresentam-se na Figura 18 à Figura 23 as curvas força vs. deslocamento relativo das garras da máquina universal, referentes às temperaturas de ensaio compreendidas entre 20 °C e 120 °C, respetivamente. Com exceção dos resultados obtidos a 120 °C, o andamento geral das curvas caracteriza-se por uma fase inicial irregular devido ao ajuste do sistema de ensaio, seguindo-se um

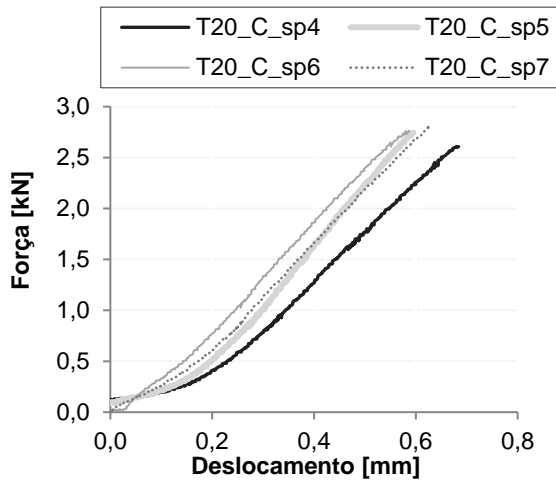


Figura 18 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 20 °C.

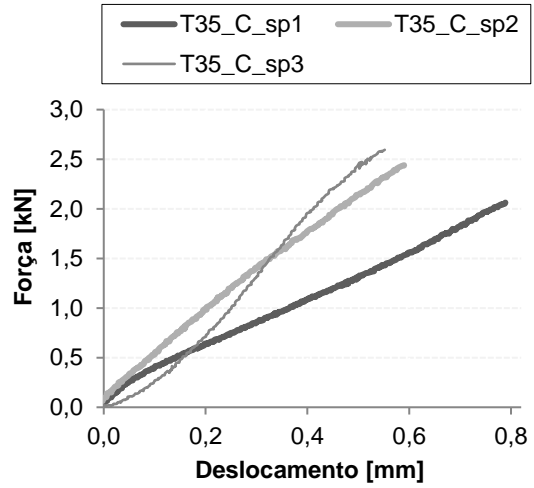


Figura 19 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 35 °C.

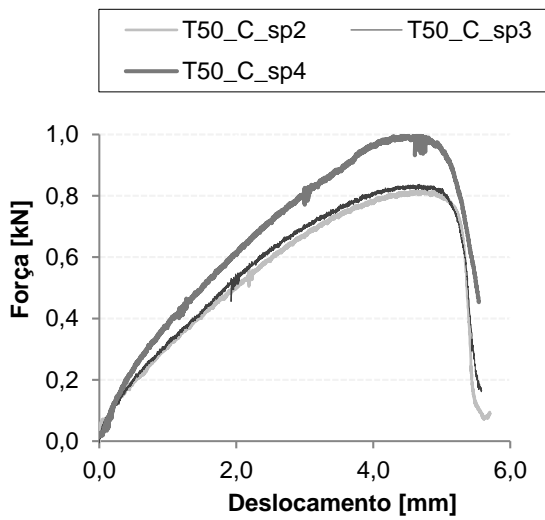


Figura 20 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 50 °C.

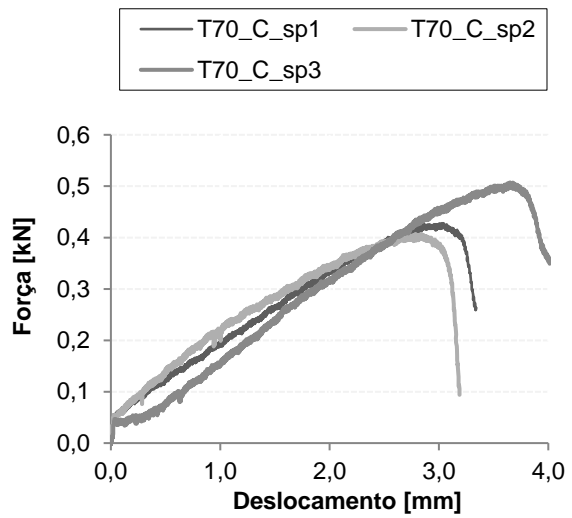


Figura 21 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 70 °C.

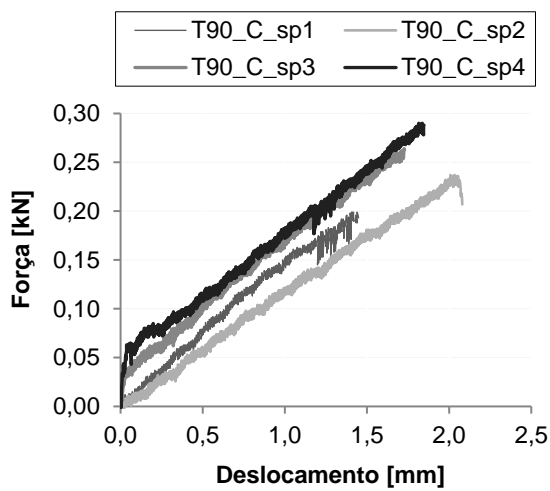


Figura 22 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 90 °C.

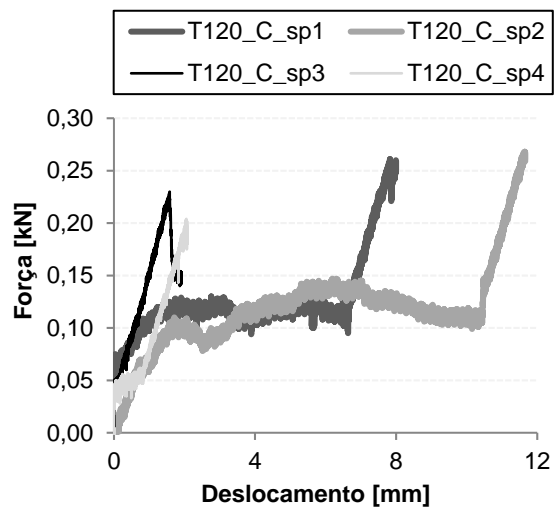


Figura 23 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de corte realizados a 120 °C.

troço aproximadamente linear, cuja inclinação<sup>1</sup> diminui progressivamente até se atingir a força máxima (cf. Tabela 5). Importa referir duas diferenças significativas entre o andamento das curvas obtidas a temperaturas inferiores (20 °C e 35 °C) e superiores (50 °C, 70 °C e 90 °C) à  $T_g$  do adesivo (47 °C): (i) o declive (correspondente à rigidez global) diminui consideravelmente para temperaturas superiores à  $T_g$ ; (ii) para temperaturas inferiores à  $T_g$ , as curvas são aproximadamente lineares até à rotura, enquanto que para temperaturas superiores à  $T_g$  o comportamento não linear é mais evidente, sobretudo nas curvas obtidas a 50 °C e 70 °C. Estas diferenças no comportamento eram expectáveis e devem-se às alterações mecânicas associadas ao fenómeno de transição vítrea no adesivo epoxídico.

Relativamente aos ensaios realizados a 120 °C, verificou-se um andamento mais irregular nas curvas obtidas. Refira-se que a curva T120\_C\_sp1 encontra-se representada apenas para efeitos ilustrativos, uma vez que, como referido em maior detalhe na secção 3.6.1.5, este provete apresentou um modo de rotura inválido. Note-se que as curvas força vs. deslocamento dos provetes T120\_C\_sp1 e sp2 apresentam um patamar aproximadamente horizontal que difere do andamento das curvas T120\_C\_sp3 e sp4. Esta situação deveu-se a uma folga no sistema de ensaio; nos provetes T120\_C\_sp3 e sp4 essa folga foi eliminada, pelo que já não se verifica esse troço horizontal.

Na Figura 24 apresentam-se curvas força vs. deslocamento representativas de cada temperatura de ensaio. Destaque-se que, para além da redução de rigidez global acentuada, também a resistência apresenta uma degradação muito significativa com o aumento de temperatura.

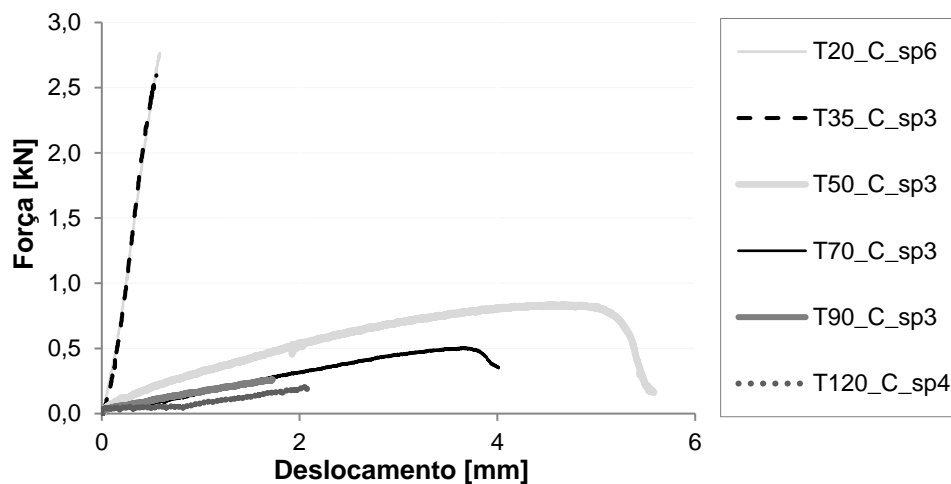


Figura 24 – Curvas força vs. deslocamento representativas de cada temperatura de ensaios de corte.

Tabela 5 – Força máxima e rigidez global média dos ensaios de corte (valores médios  $\pm$  desvio padrão).

Temperatura [°C]	20	35	50	70	90	120
<b>Força máxima [kN]</b>	2,74 $\pm$ 0,09	2,37 $\pm$ 0,27	0,89 $\pm$ 0,11	0,45 $\pm$ 0,05	0,25 $\pm$ 0,03	0,23 $\pm$ 0,04
<b>Rigidez global média [kN/mm]</b>	4,41 $\pm$ 0,41	3,82 $\pm$ 1,08	0,16 $\pm$ 0,02	0,13 $\pm$ 0,00	0,14 $\pm$ 0,02	0,08 $\pm$ 0,05

<sup>1</sup> Embora não seja uma propriedade intrínseca do material, fornece informação relativa à rigidez global do ensaio.

### 3.6.1.3 Curvas tensão de corte vs. distorção

A distorção ( $\gamma$ ) foi calculada através das leituras do videoextensômetro e da seguinte equação,

$$\gamma = |\varepsilon_{+45}| + |\varepsilon_{-45}| \quad (2)$$

em que  $\varepsilon_{\pm 45}$  representa a deformação imposta nas diagonais, conforme a posição dos alvos, orientadas a 45° e ortogonais entre si. Por outro lado, a tensão de corte ( $\tau$ ) foi obtida através da seguinte equação,

$$\tau = \frac{F}{b_p \times t_p} \quad (3)$$

em que  $F$  corresponde à força aplicada, e  $b_p$  e  $t_p$  à largura e espessura do provete na zona central, respetivamente. Desta forma, foram determinadas as curvas tensão de corte vs. distorção, representadas na Figura 25 à Figura 30, relativas às temperaturas de ensaio compreendidas entre 20 °C e 120 °C.

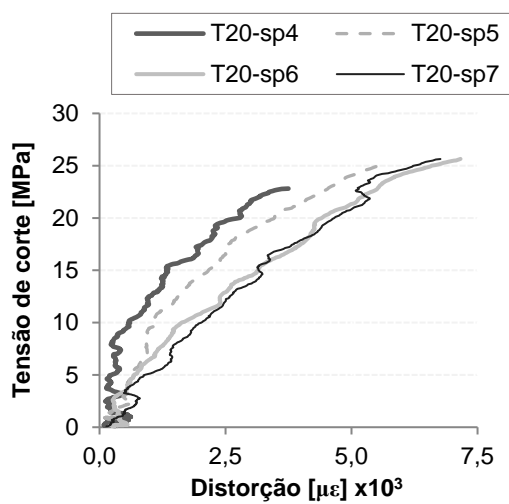


Figura 25 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 20 °C.

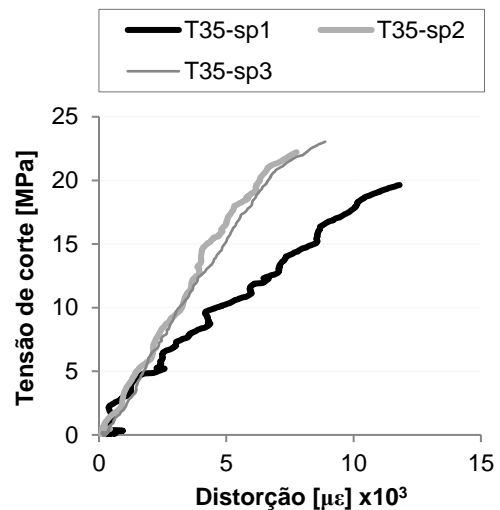


Figura 26 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 35 °C.

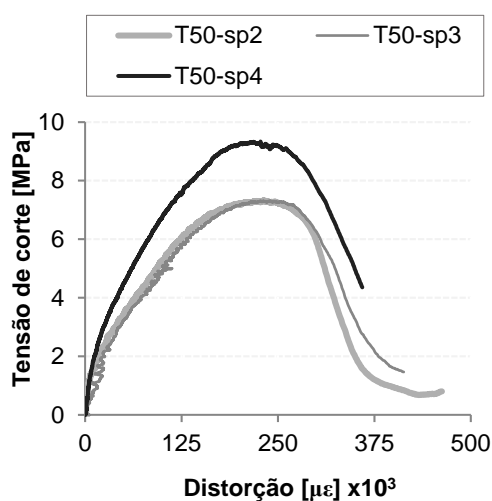


Figura 27 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 50 °C.

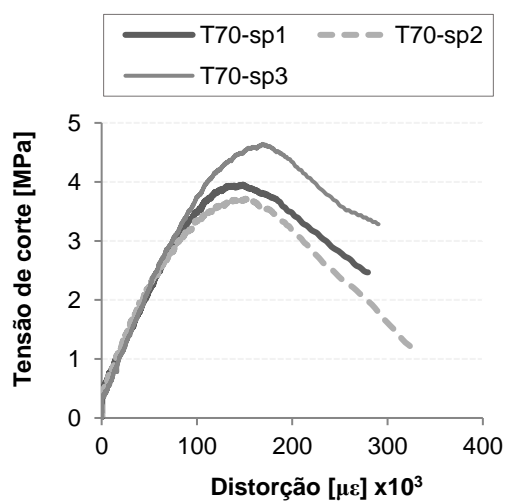


Figura 28 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 70 °C.

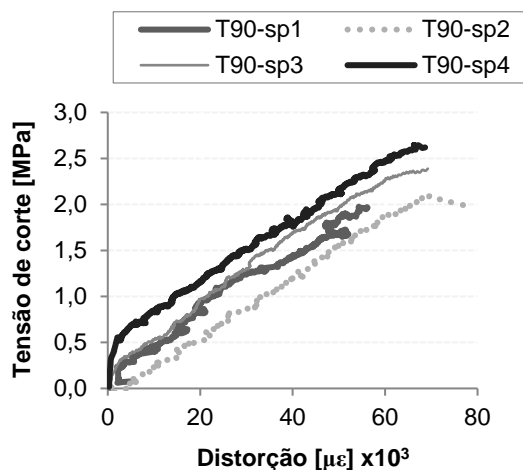


Figura 29 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 90 °C.

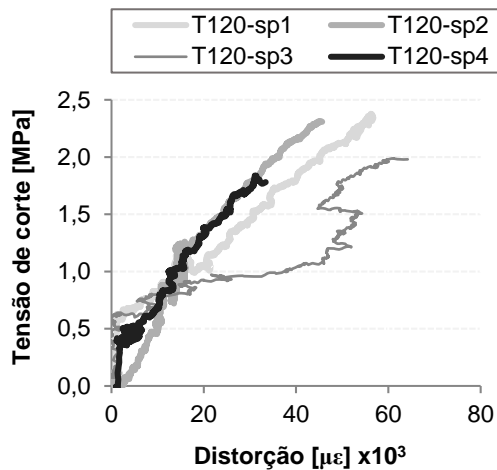


Figura 30 – Gráfico tensão de corte vs. distorção a 120 °C.

Para temperaturas inferiores à temperatura de transição vítrea (20 °C e 35 °C), observa-se um comportamento aproximadamente linear até se atingir a tensão de corte máxima, com a rotura a ocorrer de forma frágil. No entanto, a 50 °C e 70 °C, a relação constitutiva passa a apresentar um comportamento marcadamente não linear; nestes casos, após ser atingida a tensão máxima, regista-se uma redução progressiva da tensão de corte acompanhada de um aumento da distorção do material. Não obstante, para temperaturas superiores a 70 °C, o comportamento aproxima-se novamente do linear até à rotura.

Note-se ainda o andamento irregular das curvas tensão de corte vs. distorção obtidas a 120 °C. Este efeito poderá estar relacionado com o facto de as forças envolvidas serem bastante reduzidas (da ordem de grandeza da precisão da célula de carga da máquina de ensaios). Relativamente às curvas tensão vs. distorção dos provetes T120\_C\_sp1 (que apresentou um modo de rotura inválido por flexão - cf. secção 3.6.1.5) e T120\_C\_sp2, não exibem o patamar horizontal que foi observado nas respetivas curvas força vs. deslocamento (cf. Figura 23), o que está de acordo com o facto de o andamento inesperado obtido nessas curvas se ter devido a folgas no dispositivo de ensaio.

Na Figura 31 apresentam-se curvas tensão de corte vs. distorção representativas de cada temperatura de ensaio. Destaque-se que, para além da redução de rigidez ao corte acentuada, também a resistência apresenta uma degradação significativa com o aumento de temperatura.

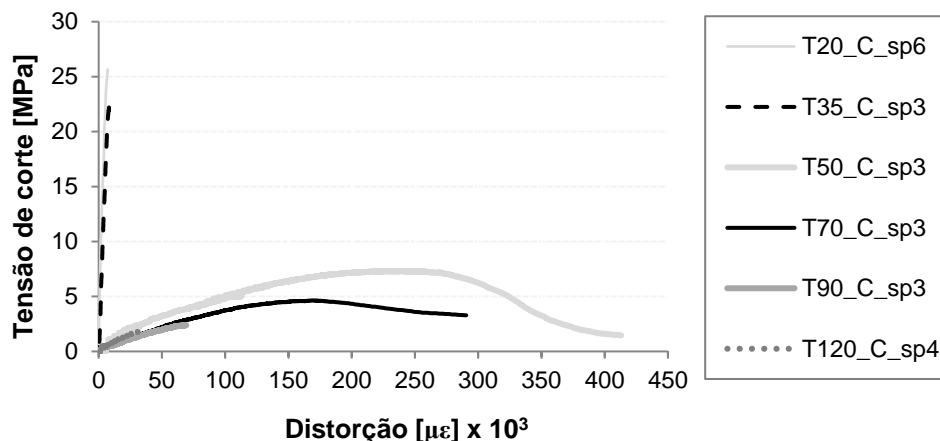


Figura 31 – Curvas tensão de corte vs. distorção representativas de cada temperatura de ensaios.



Nas figuras anteriores, note-se o significativo aumento de capacidade de deformação do material, especialmente para temperaturas superiores à  $T_g$  (aumento de capacidade de deformação particularmente evidente de 35 °C para 50 °C). Além disso, note-se que a distorção última apresenta uma variação não monotónica com a temperatura (isto é, a capacidade de distorção aumenta de 35 °C para 50 °C, mas diminui de 50 °C para 90 °C), ao contrário da tensão última que diminui monotonicamente com o aumento da temperatura.

### 3.6.1.4 Resistência ao corte e módulo de distorção

A tensão de corte máxima,  $\tau_u$ , encontra-se representada em função da temperatura na Figura 32. Relativamente ao módulo de distorção, correspondente ao declive (obtido por regressão linear) do troço da curva tensão de corte vs. distorção compreendido entre 20% e 50% da tensão de corte máxima, encontra-se representado em função da temperatura na Figura 33. Refira-se que a norma ASTM [66] sugere que o respetivo cálculo do módulo de distorção seja efetuado nos seguintes intervalos de extensões: [1500; 5500] ou [2500; 6500]  $\mu\epsilon$ . Porém, tais intervalos revelaram-se pouco adequados ao presente caso de estudo, pelo facto de as extensões últimas atingidas nos ensaios apresentarem valores inferiores ao limite máximo sugerido, optando-se assim pelo critério referido.

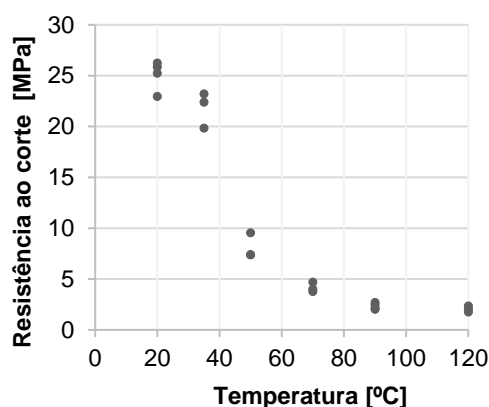


Figura 32 – Resistência ao corte em função da temperatura.

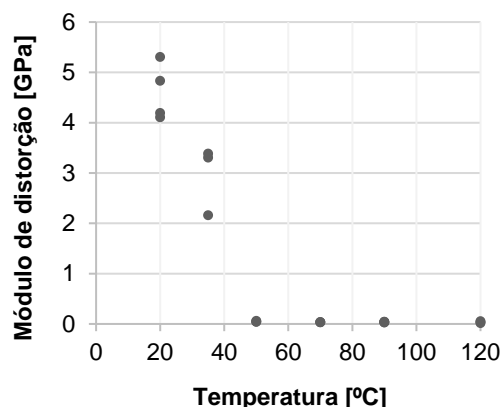


Figura 33 – Módulo de distorção em função da temperatura.

Na Tabela 6 e na Tabela 7 podem ser consultados os valores médios obtidos para a resistência ao corte e módulo de distorção, respetivamente, assim como os respetivos valores de desvio-padrão e coeficiente de variação. Refira-se que, de um modo geral, os valores do coeficiente de variação são reduzidos, exceto para os valores do módulo de distorção a 35 °C e a 120 °C.

Tabela 6 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação da resistência ao corte dos provetes ensaiados em função da temperatura.

$T$ [°C]	$\tau_{u,médio} \pm Desv$ [MPa]	CV [%]
20	25,1 $\pm$ 1,5	5,9
35	21,8 $\pm$ 1,8	8,0
50	8,1 $\pm$ 1,3	15,4
70	4,1 $\pm$ 0,5	11,6
90	2,3 $\pm$ 0,3	13,0
120	2,0 $\pm$ 0,3	14,7

Tabela 7 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação do módulo de distorção dos provetes ensaiados em função da temperatura.

$T$ [°C]	$G_{médio} \pm Desv$ [MPa]	CV [%]
20	4611,1 $\pm$ 565,9	12,3
35	2950,6 $\pm$ 685,8	23,2
50	50,5 $\pm$ 9,1	18,1
70	36,2 $\pm$ 2,6	7,2
90	37,8 $\pm$ 5,4	14,4
120	34,5 $\pm$ 16,1	46,6

Em termos de valores médios, a resistência ao corte obtida à temperatura ambiente, cerca de 25 MPa, é coerente com o valor indicado pelo fabricante (23 MPa; determinado de acordo com a norma DIN EN 12615 [70]). Verifica-se também que a degradação das propriedades mecânicas do adesivo com a temperatura assume especial relevância no intervalo de temperaturas correspondente ao processo de transição vítrea do adesivo (*i.e.*, entre 35 °C e 50 °C); para temperaturas superiores à  $T_g$ , os valores de resistência ao corte e de módulo de distorção tendem a estabilizar.

Na Figura 34 e na Tabela 8 apresentam-se os valores normalizados em relação à temperatura ambiente (*i.e.*, 20 °C) do módulo de distorção e da tensão de corte máxima para as seis temperaturas ensaiadas. Mostra-se que a degradação da rigidez com a temperatura é mais acentuada do que a da resistência, ou seja, o módulo de distorção é mais suscetível à temperatura elevada do que a resistência ao corte (*cf.* 0). Note-se que, a 50 °C (próximo da  $T_g$  do adesivo), enquanto a resistência apresenta uma redução de cerca de 70% em relação ao seu valor à temperatura ambiente, o módulo de distorção é reduzido praticamente na sua totalidade.

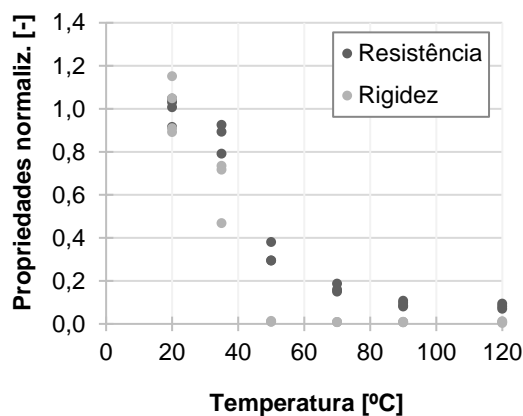


Figura 34 – Propriedades mecânicas normalizadas dos ensaios de corte em função da temperatura.

Tabela 8 – Valores médios normalizados das propriedades mecânicas dos ensaios de corte em função da temperatura.

Temperatura [°C]	Valor médio normalizado das propriedades ao corte [%]	
	Rigidez	Resistência
20	100,0%	100,0%
35	64,0%	87,0%
50	1,1%	32,3%
70	0,8%	16,5%
90	0,8%	9,3%
120	0,8%	8,2%

### 3.6.1.5 Modos de rotura

Na Figura 35 ilustram-se os modos de rotura típicos observados em todas as séries experimentais. De uma forma geral, observaram-se três tipos de rotura: (i) segundo duas fissuras inclinadas e paralelas entre si, ambas com início nos vértices dos entalhes dos provetes (modo obtido a 20 °C e 35 °C); (ii) segundo um único plano de rotura vertical, na zona central dos provetes (zona com menor área de secção transversal; modo obtido a 50 °C e 70 °C); e, finalmente, (iii) segundo duas superfícies de corte curvas (modo obtido a 90 °C e 120 °C).

Salienta-se o facto de o modo de rotura se relacionar com o andamento das curvas tensão de corte vs. distorção: (i) aos ensaios cujas roturas tiveram origem na formação de duas fendas (a 20 °C; 35 °C e 90 °C; 120 °C) correspondem gráficos tensão vs. distorção mais lineares; (ii) nos ensaios com roturas distintas (a 50 °C e 70 °C), em que a rotura ocorreu pela secção central do provete, correspondem curvas marcadamente não lineares. Ou seja, a 50 °C e a 70 °C os modos de rotura são distintos e é precisamente a estas duas temperaturas que as curvas tensão de corte vs. distorção são mais não lineares.

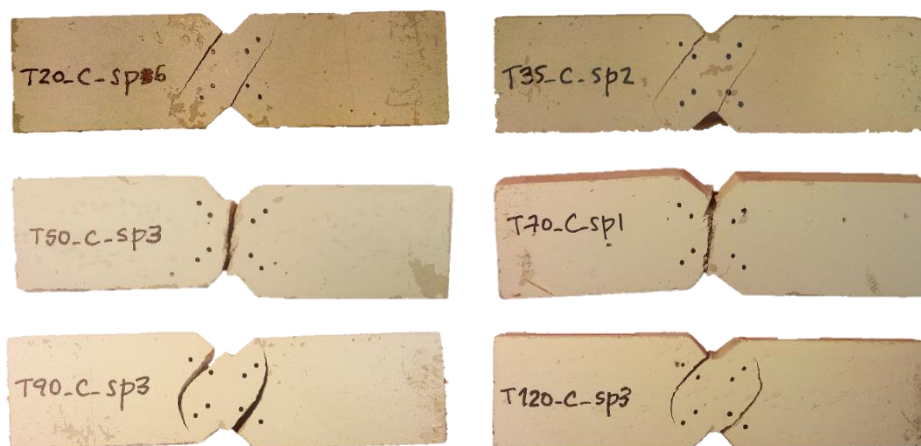


Figura 35 – Modos de rotura característicos dos ensaios de corte de 20 °C até 120 °C (da esquerda para a direita).

A Figura 36 (analisada da esquerda para a direita) evidencia a alteração do comportamento do adesivo epoxídico de frágil e pouco deformável (a 20 °C) para “borrachoso” e muito deformável (a 50 °C). Na Figura 37 apresenta-se a rotura por flexão do provete T120\_C\_sp1 na zona de apoio do ensaio. Tendo em conta os objetivos da presente campanha experimental, este último modo de rotura foi considerado como inválido, pelo que o valor da carga de rotura deste provete não foi incluído no cálculo da resistência ao corte do adesivo.

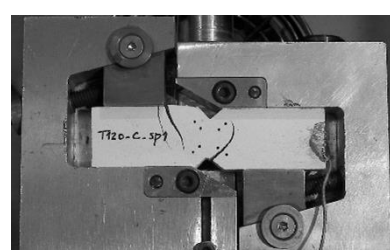
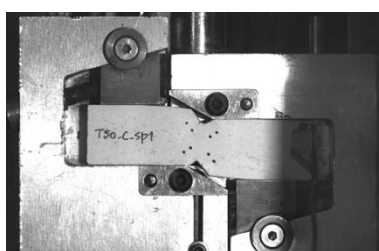
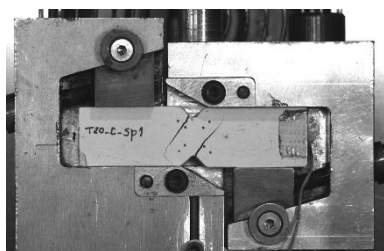


Figura 36 – Evidência da alteração do comportamento dos ensaios de corte de 20 °C para 50 °C (da esquerda para a direita).

Figura 37 – Modo de rotura inválido do provete T120\_C\_sp1.

## 3.6.2 Ensaios de tração

### 3.6.2.1 Curvas de aquecimento

Na Figura 38 exemplifica-se o andamento das curvas de aquecimento, quer do ar no interior da câmara térmica, quer do provete, para uma temperatura de ensaio de 70 °C. Refira-se que as taxas de aquecimento médias dos provetes, apresentadas na Tabela 9, revelam maior discrepância do que as dos provetes nos ensaios de corte, especialmente a 35 °C e 120 °C. Tal diferença deve-se à menor espessura dos provetes utilizados nos ensaios de tração, resultando em taxas de aquecimento superiores e em durações consideravelmente mais curtas face às dos ensaios de corte.

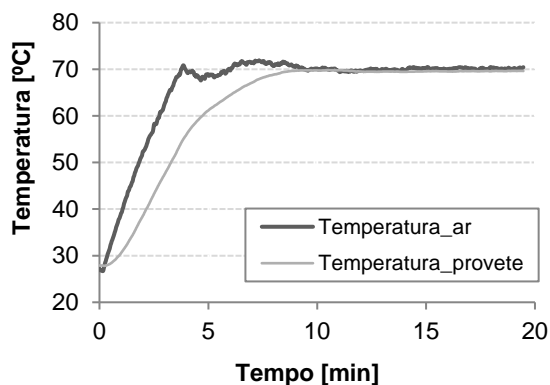


Figura 38 – Exemplo de uma curva aquecimento do interior da câmara térmica e de um provete de um ensaio à tração (temperatura de ensaio de 70 °C).

Tabela 9 – Duração e taxas de aquecimento médias do interior da câmara térmica e dos provetes dos ensaios de tração.

Temperatura objetivo [°C]	Taxa média de aquecimento [°C/min]		Tempo [min]
	Câmara	Provete	
35	13,9	2,7	5
50	12,5	4,9	5
70	16,1	4,9	9
90	23,2	5,5	12
120	15,7	9,8	10

### 3.6.2.2 Curvas força vs. deslocamento

Da Figura 39 à Figura 44 apresentam-se as curvas força vs. deslocamento relativas às temperaturas de ensaio compreendidas entre 20 °C e 120 °C, respetivamente. Refira-se que o parâmetro deslocamento é referente à variação de posição das garras da máquina universal, pelo que eventuais escorregamentos dos provetes nas garras estão incluídos nestas leituras. Por exemplo, note-se a diferença da rigidez global das curvas força vs. deslocamento dos ensaios T20\_T\_sp5 e sp8 relativamente aos restantes ensaios onde o deslocamento registado a determinado nível de força aplicada é cerca de duas vezes superior. Esta diferença de comportamento pode ter sido devido a um deficiente aperto prévio das garras e ao possível escorregamento dos provetes durante ensaios. O mesmo fenómeno poderá explicar a mudança abrupta no declive das curvas de alguns provetes (mais sobretudo dos ensaiados a 35 °C, *cf.* Figura 40).

De um modo geral, as curvas representadas caracterizam-se por um troço inicial aproximadamente linear, cuja inclinação vai reduzindo com o aumento de temperatura. Note-se como, para além da redução de rigidez global do sistema, também a resistência apresenta uma degradação significativa com o aumento de temperatura. Para temperaturas superiores a 50 °C, as forças registadas foram de magnitudes reduzidas, inferiores à décima de kN (ordem de grandeza da precisão da máquina de ensaios), o que estará na origem do ruído presente nas respetivas curvas.

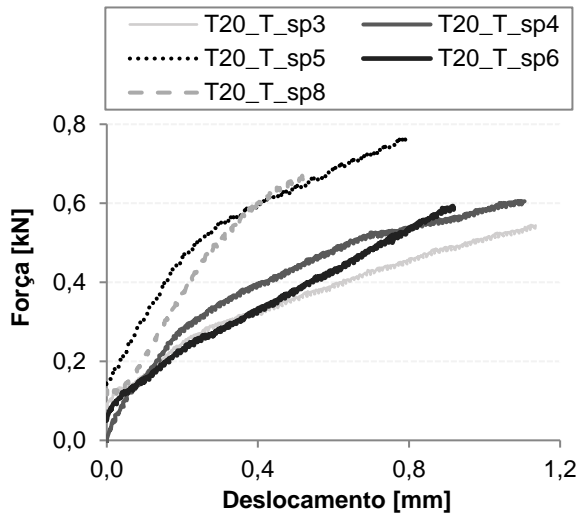


Figura 39 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 20 °C..

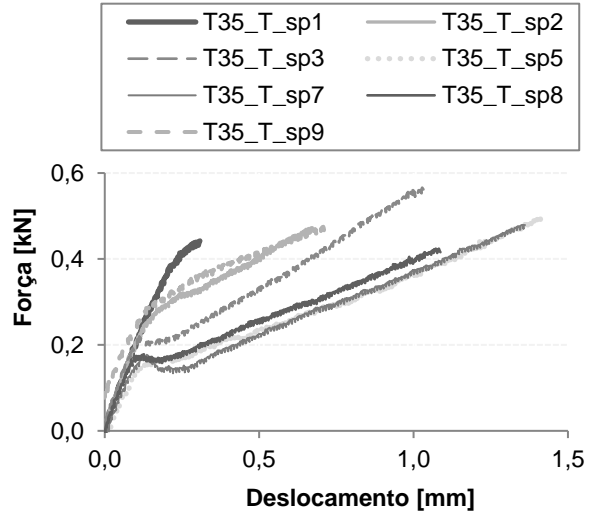


Figura 40 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 35 °C.

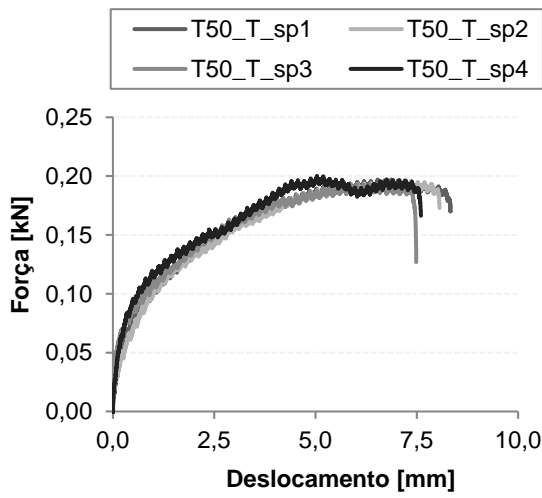


Figura 41 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 50 °C.

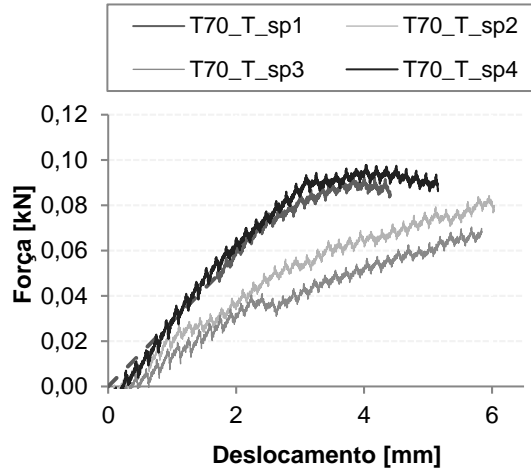


Figura 42 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 70 °C.

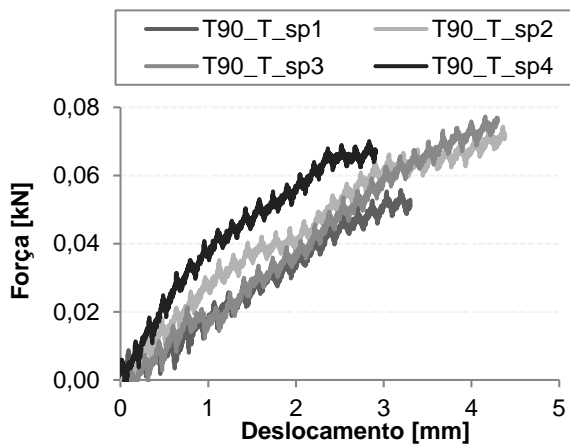


Figura 43 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 90 °C.

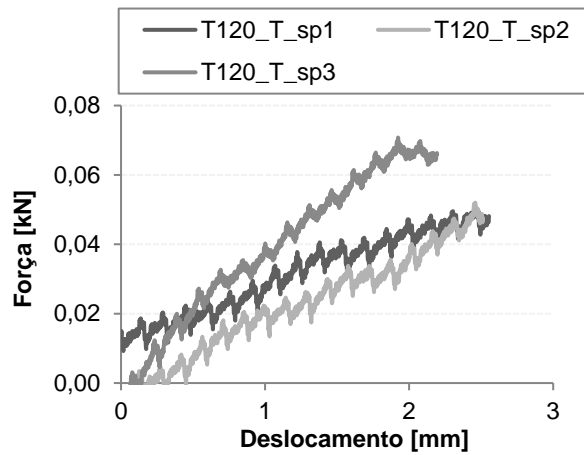


Figura 44 – Gráfico força vs. deslocamento dos ensaios de tração realizados a 120 °C.

Apresenta-se na Figura 45, uma curva representativa força vs. deslocamento para cada temperatura de ensaio. Note-se que, para além da redução de rigidez, também a resistência apresenta uma degradação significativa com o aumento de temperatura (cf. Tabela 10).

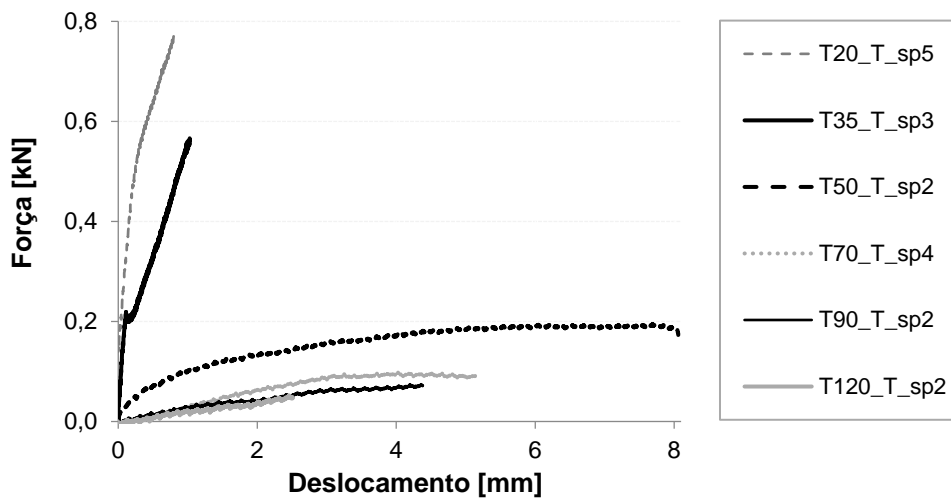


Figura 45 – Curvas força vs. deslocamento representativas de cada temperatura de ensaios de tração.

Tabela 10 – Força máxima e rigidez global média dos ensaios de tração (valores médios  $\pm$  desvio padrão).

Temperatura [°C]	20	35	50	70	90	120
Força máxima [kN]	0,66 $\pm$ 0,08	0,48 $\pm$ 0,05	0,20 $\pm$ 0,00	0,07 $\pm$ 0,05	0,07 $\pm$ 0,01	0,06 $\pm$ 0,01
Rigidez global média [kN/mm]	0,86 $\pm$ 0,33	0,63 $\pm$ 0,38	0,03 $\pm$ 0,00	0,02 $\pm$ 0,01	0,02 $\pm$ 0,00	0,03 $\pm$ 0,01

### 3.6.2.3 Curvas tensão de tração vs. extensão

A extensão ( $\varepsilon$ ) foi calculada através dos dados obtidos pelo videoextensómetro e por aplicação da seguinte equação,

$$\varepsilon = \frac{\Delta L}{L_0} \quad (4)$$

em que  $\Delta L$  representa a variação do comprimento de referência,  $L_0$ , do provete na fase de carga até à rotura. Note-se que eventuais variações do comprimento de referência do provete ocorridas durante a fase de aquecimento não foram contabilizadas.

A tensão de tração ( $\sigma$ ) instalada no provete foi calculada através da equação,

$$\sigma = \frac{F}{b_p \times t_p} \quad (5)$$

em que  $F$  representa a força aplicada no provete de largura média  $b_p$  e espessura média  $t_p$ . Desta forma, foram determinadas as curvas tensão vs. extensão em tração, representadas da Figura 46 à Figura 51, relativas às temperaturas de ensaio compreendidas entre 20 °C e 120 °C, respetivamente. Note-se que, em termos médios, o valor da extensão máxima obtido à temperatura ambiente foi coerente com o homólogo obtido em [4] com recurso a extensómetros elétricos, confirmando-se a adequabilidade da técnica de videoextensometria.

Importa referir que na operação de instalação dos provetes (aperto das garras) e durante a fase de aquecimento, constatou-se, ao contrário do desejado, que foram impostas forças de tração e compressão, respetivamente. Apesar de estas forças geradas terem sido medidas (e estarem incluídas

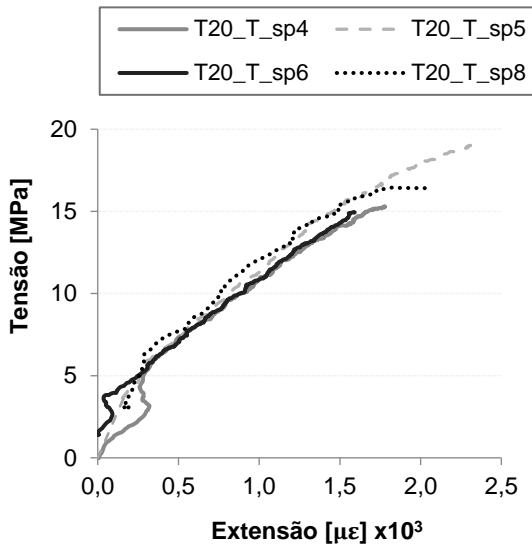


Figura 46 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 20 °C.

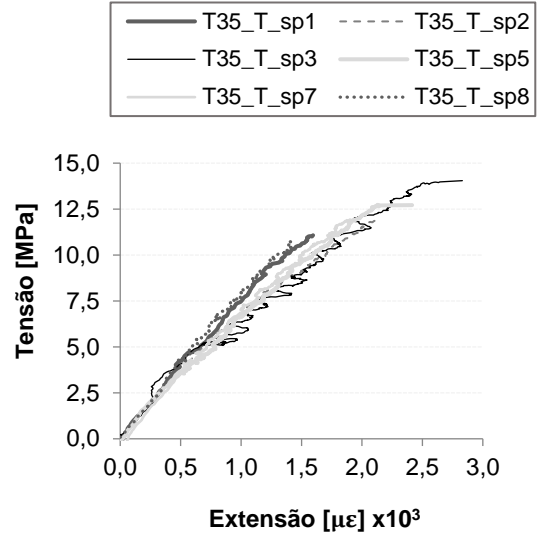


Figura 47 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 35 °C.

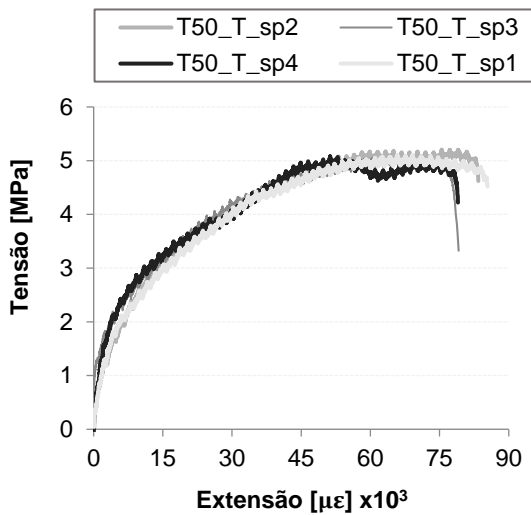


Figura 48 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 50 °C.

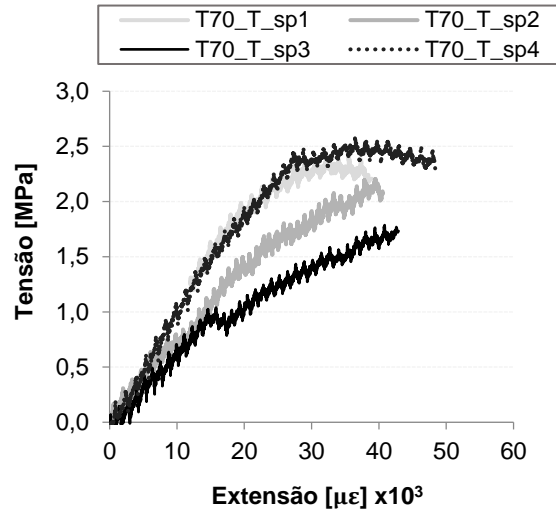


Figura 49 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 70 °C.

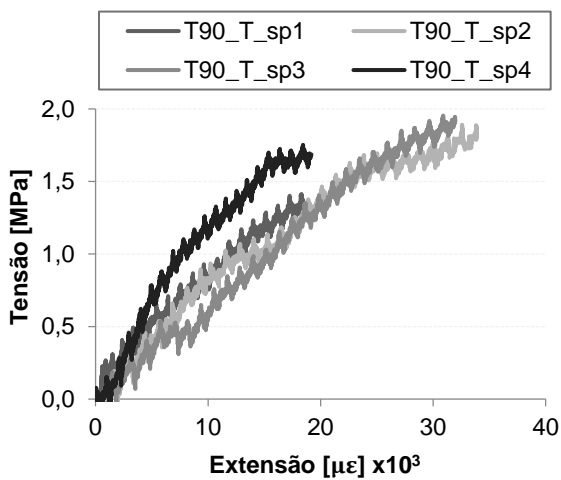


Figura 50 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 90 °C.

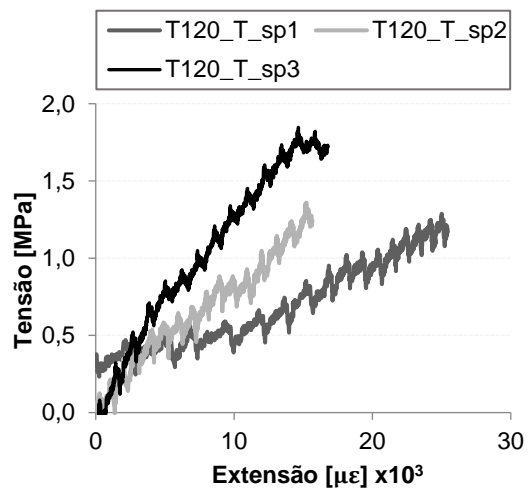


Figura 51 – Gráfico tensão de tração vs. extensão a 120 °C.

nos resultados da Figura 46 à Figura 51), não foi possível medir com o videoextensómetro as extensões correspondentes. Por este motivo procedeu-se à translação horizontal das curvas tensão vs. extensão (*i.e.*, translação segundo o eixo das extensões) de alguns dos ensaios por forma a que as funções de tendência linear das respetivas curvas cruzassem a origem do referencial.

Refira-se ainda que a reduzida espessura do provete esteve na origem da aplicação de forças de magnitude muito reduzidas (*e.g.*, a 70 °C a carga aplicada foi inferior a uma décima de kN), atingindo valores na ordem de grandeza da precisão da célula de carga da máquina de ensaios, o que justifica algum ruído presente nas leituras. Para se evitar este inconveniente, dever-se-ia ter duplicado a espessura dos provetes na fase inicial de moldagem, com a vantagem adicional de se uniformizar as taxas de aquecimento dos ensaios (por exemplo, a espessura dos provetes adotada nos ensaios de corte foi mais elevada e, conseqüentemente, foi onde se verificou a menor variação de taxas de aquecimento de ensaios a diferentes temperaturas).

Na Figura 52 apresentam-se as curvas representativas tensão vs. extensão de cada temperatura de ensaio. Destaque-se que, para além da redução de rigidez acentuada, também a resistência apresenta uma degradação significativa com o aumento de temperatura. Adicionalmente, com o aumento de temperatura dá-se a alteração de comportamento linear até à rotura para não linear e um significativo aumento de capacidade de deformação do material (ambos particularmente evidentes na passagem de 35 °C para 50 °C). Além disso, note-se que a extensão última apresenta uma variação não monotónica com a temperatura (*e.g.*, a capacidade de deformação aumenta de 35 °C para a 50 °C, mas diminui de 50 °C para 90 °C), ao contrário da tensão última que diminui monotonicamente com o aumento da temperatura. Este resultado é consistente com o reportado anteriormente para os ensaios de corte.

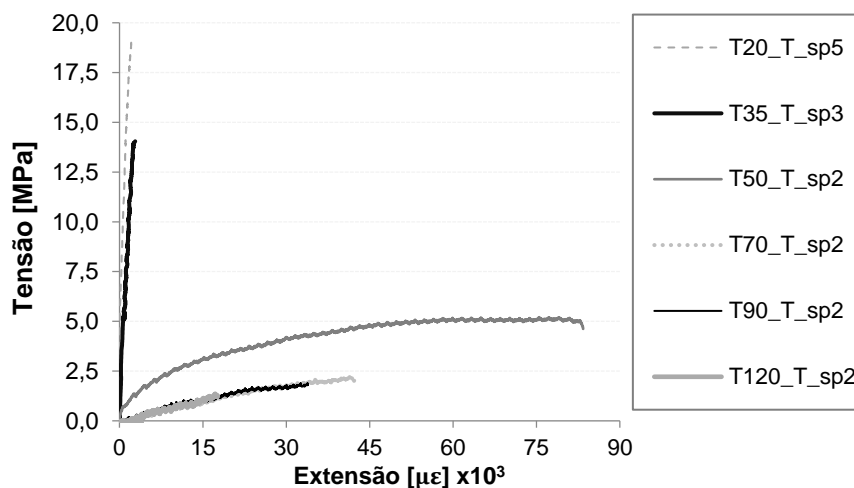


Figura 52 – Curvas tensão de tração vs. extensão representativas de cada temperatura de ensaios.

#### 3.6.2.4 Resistência à tração e módulo de elasticidade

A resistência à tração e o módulo de elasticidade encontram-se representados em função da temperatura na Figura 53 e na Figura 54, respetivamente. Note-se que o módulo de elasticidade corresponde ao declive, obtido por regressão linear, do troço da curva tensão vs. extensão compreendido entre 20% e 50% da tensão máxima. A norma ISO 527 [68] sugere que, dado o



comportamento viscoelástico do material e a não linearidade das curvas tensão-deformação, o cálculo do módulo de elasticidade não seja feito segundo o método tradicional (tangente no ponto inicial da curva) sob o risco de este se mostrar pouco representativo da realidade. Neste sentido, é sugerido um intervalo de extensões [500; 2500]  $\mu\epsilon$ , que não começa no zero precisamente para evitar possíveis erros ou ruídos nas leituras no início do ensaio. No entanto, como os ensaios foram realizados a diferentes temperaturas (situação não contemplada especificamente na norma) e pelo facto das extensões obtidas apresentarem valores inferiores aos limites sugeridos, calculou-se o módulo de elasticidade pelo declive do troço da curva tensão vs. extensão compreendido entre 20% e 50% da tensão máxima.

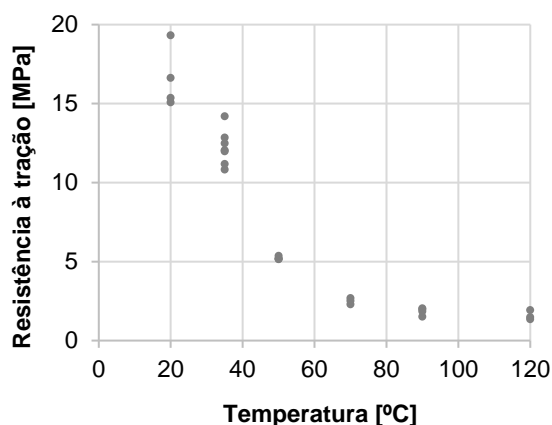


Figura 53 – Resistência à tração em função da temperatura.

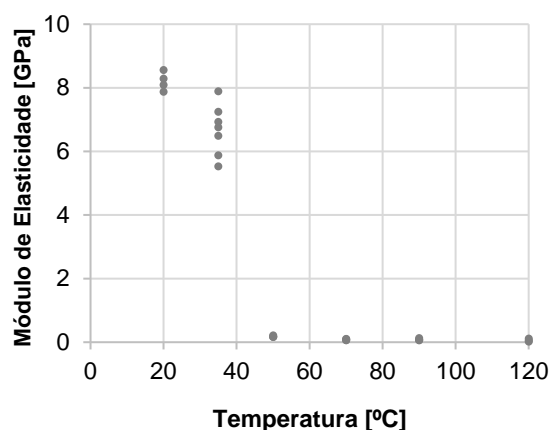


Figura 54 – Módulo de elasticidade em função da temperatura.

Na Tabela 11 e na Tabela 12 podem ser consultados os valores médios obtidos nos ensaios de tração, em termos de resistência e módulo de elasticidade, respetivamente, assim como os respetivos valores de desvio-padrão e coeficiente de variação. Note-se que, quer em termos de resistência à tração quer em termos de módulo de elasticidade, os resultados médios obtidos à temperatura ambiente, 16,6 MPa e 8,2 GPa, respetivamente, são da mesma ordem de grandeza dos valores determinados em [8] (14,0 MPa e 10,0 GPa, respetivamente). Refira-se ainda que, de um modo geral, os valores do coeficiente de variação são reduzidos, exceto para os valores de resistência a 120 °C e do módulo de elasticidade para temperaturas iguais ou superiores a 70 °C.

Tabela 11 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação da resistência de tração dos provetes ensaiados em função da temperatura.

$T$ [°C]	$\sigma_{u,médio} \pm Desv$ [MPa]	CV [%]
20	16,6 ± 1,9	11,7
35	12,2 ± 1,1	9,1
50	5,2 ± 0,1	1,9
70	2,4 ± 0,2	14,5
90	1,8 ± 0,2	12,7
120	1,6 ± 0,3	18,8

Tabela 12 – Valores médios, desvio padrão e coeficiente de variação do módulo de elasticidade dos provetes ensaiados em função da temperatura.

$T$ [°C]	$E_{médio} \pm Desv$ [GPa]	CV [%]
20	8205,3 ± 290,1	3,5
35	6675,3 ± 801,3	12,0
50	183,2 ± 24,1	13,2
70	82,9 ± 21,8	25,1
90	87,3 ± 30,5	33,9
120	65,0 ± 47,1	72,5

Na Figura 55 apresentam-se os valores normalizados (em relação à temperatura ambiente, 20 °C) do módulo de elasticidade e da resistência à tração para as seis temperaturas ensaiadas. Tal como se pode confirmar pela Tabela 13, a degradação da rigidez com a temperatura é mais acentuada do que a da resistência. Note-se que, a 50 °C (próximo da  $T_g$  do adesivo), enquanto a resistência apresenta uma redução de cerca de 65% do seu valor à temperatura ambiente, o módulo de elasticidade é reduzido praticamente na sua totalidade. Este resultado é igualmente consistente com os resultados obtidos nos ensaios de corte.

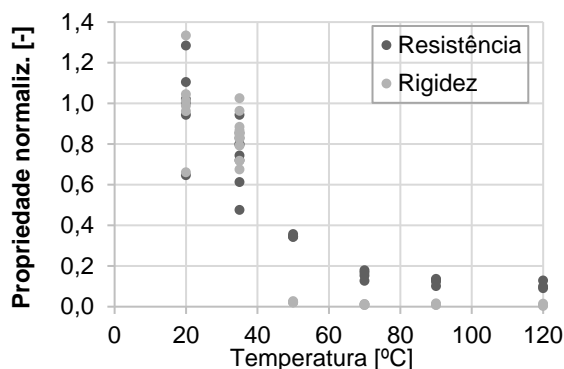


Figura 55 – Propriedades mecânicas normalizadas dos ensaios de tração em função da temperatura.

Tabela 13 – Valores médios normalizados das propriedades mecânicas dos ensaios de tração em função da temperatura.

Temperatura [°C]	Valor médio normalizado das propriedades à tração [%]	
	Rigidez	Resistência
20	100,0%	100,0%
35	84,4%	75,3%
50	2,2%	34,7%
70	1,0%	15,6%
90	1,1%	12,3%
120	0,8%	10,6%

### 3.6.2.5 Modos de rotura

Ilustra-se na Figura 56 o modo de rotura mais comum, quer à temperatura ambiente quer a temperatura elevada, nomeadamente com a secção de rotura localizada no troço de largura constante do provete.



Figura 56 – Modo de rotura mais comum verificado nos ensaios de tração a a) 20 °C e a b) 120 °C.

É de referir que, em alguns provetes, nas secções de rotura, observaram-se vazios no interior do material, como representado na Figura 57 a), o que justifica as menores forças de rotura registadas nesses provetes. Nestes casos, consideraram-se os ensaios pouco representativos, pelo que a tensão de rotura registada não foi contabilizada no cálculo da resistência média. Por fim, refira-se ainda que se consideraram inválidos os ensaios em que a rotura do provete ocorreu na zona de secção variável, próximo da zona da garra de aperto, como representado na Figura 57 b).

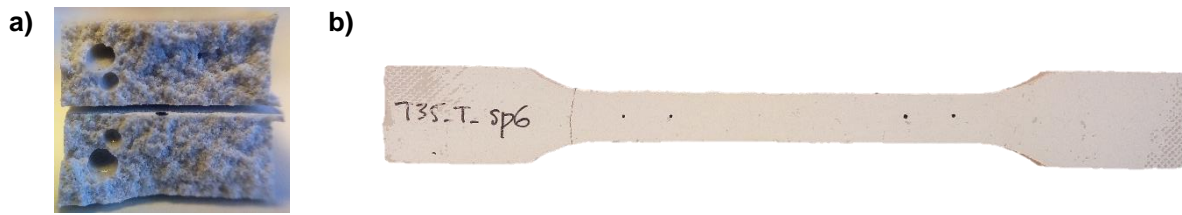


Figura 57 – Exemplos de anomalias detetadas em alguns dos ensaios realizados à tração: a) bolha de ar detetada na secção de rotura; b) rotura inválida na zona de secção variável.

### 3.6.2.6 Comparação com resultados de outros autores

Na Figura 58 comparam-se os resultados obtidos na presente campanha experimental, em termos das propriedades mecânicas à tração normalizadas, com os obtidos por outros autores (apresentados na secção 2.3.2.4) em ensaios realizados em diferentes adesivos epoxídicos. Refira-se a dificuldade em fornecer generalizações do comportamento de adesivos epoxídicos em função da temperatura, dada (i) a grande variedade de formulações que estão disponíveis na indústria da construção, (ii) as diferentes condições de cura possíveis e (iii) os poucos resultados reportados na literatura. Ainda assim, observa-se que a degradação da resistência à tração e do módulo de elasticidade obtidos na presente campanha experimental segue a tendência dos outros resultados reportados na literatura, nomeadamente por Bascom e Cottington [32] ( $T_g$  de 68 °C; método de determinação não especificado) e por Moussa *et al.* [28] ( $T_g$  de 46 °C, segundo ensaios de DSC), e complementa esses com dados obtidos a temperaturas mais elevadas.

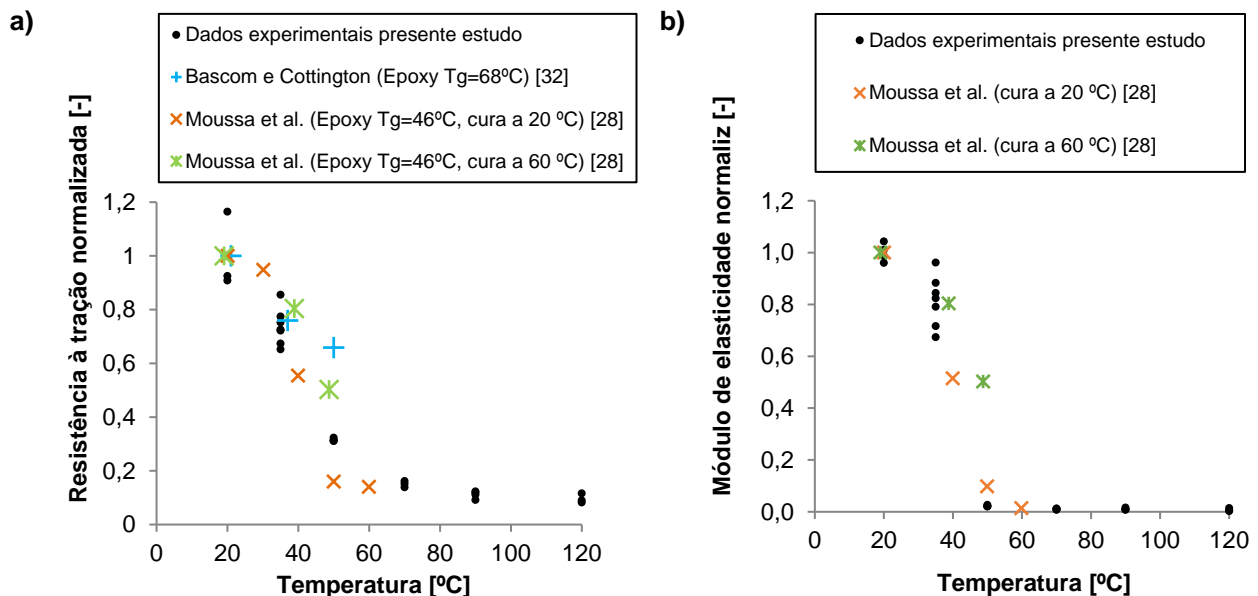


Figura 58 – Comparação da variação de a) resistência à tração e b) módulo de elasticidade normalizados obtidos no presente estudo, em função da temperatura, com os resultados reportados por Bascom e Cottington [32] e por Moussa *et al.* [28].

### 3.6.3 Modelos analíticos de degradação das propriedades mecânicas

Como referido na secção 2.3.2.3, vários autores propuseram expressões matemáticas com base em modelos semi-empíricos para simular a evolução de diversas propriedades dos materiais FRP em

função da temperatura; um dos modelos mais utilizados é o proposto por Gibson *et al.* [26]. Assim, na presente secção procurou-se calibrar a equação (1) através dos dados experimentais obtidos (*cf.* secções 3.6.1 e 3.6.2) e representar a curva de modelação correspondente à degradação das propriedades mecânicas do adesivo epoxídico com a temperatura. Na Figura 59 e na Figura 60 ilustram-se as curvas de previsão da resistência e da rigidez normalizada, respetivamente, assim como os respetivos resultados experimentais dos ensaios de corte e tração. Ambas as figuras confirmam o bom ajuste do modelo de Gibson *et al.* [26] aos resultados experimentais. Além disso, confirma-se (tal como referido em 3.6.1.4 e 3.6.2.4) que a rigidez apresenta uma redução mais acentuada com a temperatura do que a resistência; de facto, tanto a rigidez ao corte como à tração pode ser considerada desprezável a temperaturas superiores a 50 °C.

Refira-se que o modelo de Gibson *et al.* [26] envolve um procedimento de ajuste com o objetivo de minimizar do erro quadrático médio (EQM) relativo às diferenças entre a curva teórica e os resultados experimentais. Para o efeito, os parâmetros  $k_m$  e  $T_{g,mech}$  da equação (1) foram determinados através da função *Solver* do *Excel* e encontram-se apresentados na Tabela 14, juntamente com os respetivos valores dos coeficientes de determinação ( $R^2$ ) que evidenciam o ajuste satisfatório do modelo aos dados experimentais. Refira-se ainda que a determinação do parâmetro  $P_R$  consistiu na média dos dados experimentais obtidos a 90 °C (máxima temperatura considerada para efeitos de modelação dada o elevado coeficiente de variação dos resultados experimentais obtidos a 120 °C, sobretudo em termos de rigidez).

Em ambas as figuras apresenta-se ainda a curva normalizada da degradação do módulo de armazenamento com a temperatura, cujos valores foram determinados por Firmo [8] através de ensaios DMA (taxa de aquecimento de 1 °C/min). Para se entender a relevância do módulo de armazenamento na presente análise é necessário introduzir o princípio do respetivo ensaio.

Num ensaio de DMA, os provetes são sujeitos a uma força oscilatória<sup>1</sup> sinusoidal com determinada frequência. À medida que a temperatura aumenta, as amplitudes dos ciclos de carregamento e da deformação são registadas. Dado o comportamento viscoelástico do material, as curvas tensão vs. tempo e extensão vs. tempo exibem um desfasamento a partir do qual se determina o módulo de armazenamento,  $E'$ , que é um fator indicativo da energia armazenada em cada ciclo de carregamento e da rigidez à flexão do material com a temperatura. Quando a temperatura atinge valores próximos da temperatura de transição vítrea, verifica-se uma acentuada diminuição dos valores deste parâmetro. É por esta razão que, por exemplo, a norma ASTM E1640 [71] especifica que a temperatura de transição vítrea deve ser obtida a partir da curva que descreve a variação do módulo de armazenamento com a temperatura (com uma taxa de aquecimento de 1 °C/min e com uma frequência de 1 Hz).

Ainda que a natureza dos ensaios realizados na presente dissertação, ao corte e à tração, seja diferente da dos ensaios de DMA, e que por isso estes não devam ser diretamente comparados, ambos fornecem informações relevantes quanto à evolução da rigidez do material em função da temperatura.

---

<sup>1</sup> O esquema de ensaio assemelha-se a um sistema de viga com bordos encastrados e sujeita a uma carga cíclica pontual a meio vão.

Por exemplo, comparando as curvas apresentadas na Figura 59, verifica-se que, segundo o modelo de Gibson *et al.*, a diminuição mais acentuada de rigidez do adesivo com a temperatura não ocorre necessariamente à  $T_g$  do adesivo (determinada a partir do módulo de armazenamento dos ensaios de DMA). Aliás, no presente caso, as curvas do modelo sugerem que a diminuição mais acentuada de rigidez ocorre à medida que a temperatura se aproxima de 40 °C, sendo esta uma temperatura inferior à  $T_g$  do adesivo (47 °C). Porém, para uma análise mais detalhada desta questão, dever-se-iam obter mais resultados experimentais, especialmente entre 35 °C e 50 °C (intervalo de temperaturas em que se observaram as maiores reduções nas propriedades mecânicas).

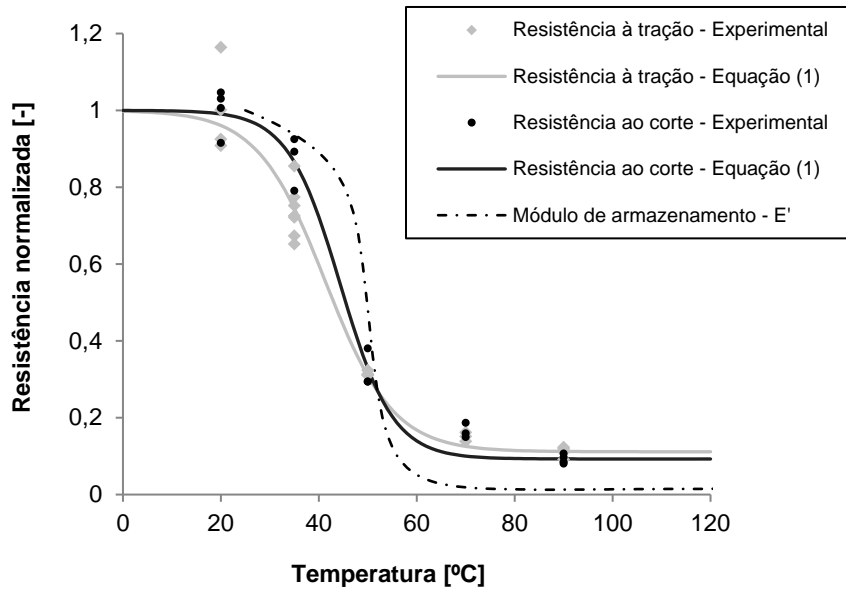


Figura 59 – Curvas de previsão (e resultados experimentais) das resistências ao corte e à tração do adesivo em função da temperatura.

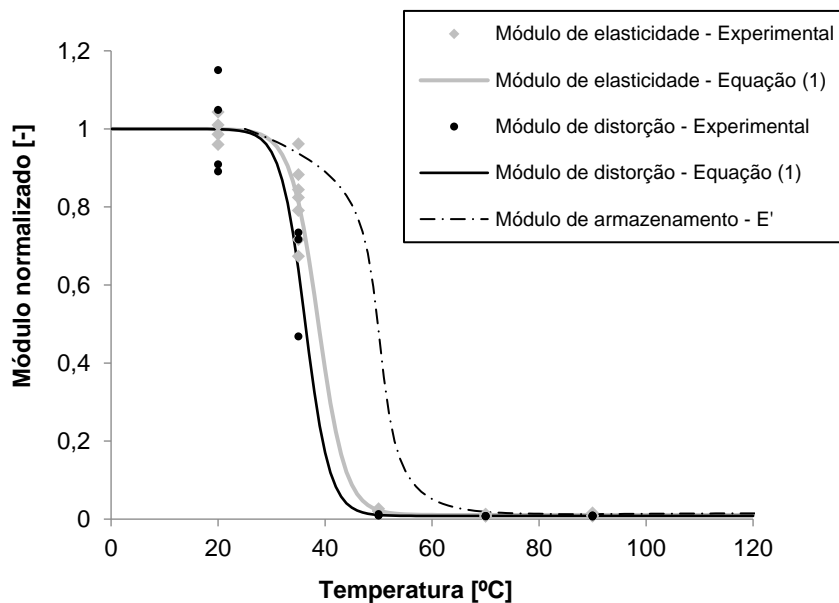


Figura 60 – Curvas de previsão (e resultados experimentais) dos módulos de distorção e de elasticidade do adesivo em função da temperatura.

Note-se ainda que a curva normalizada da degradação do módulo de armazenamento com a temperatura é qualitativamente semelhante às curvas de previsão dos módulos, embora as reduções de rigidez à tração e ao corte ocorram para temperaturas ligeiramente inferiores à do módulo de armazenamento. Refira-se, por exemplo, que segundo as curvas de previsão a 47 °C os módulos são inferiores a 5% dos valores a temperatura ambiente, enquanto o módulo de armazenamento é superior a 70%. Por outro lado, os valores normalizados de resistência ao corte e à tração a 47 °C ( $T_g$  definida pelo início da curva  $E'$ ) são de 44% e 38%, respetivamente; logo, são mais próximos dos valores da curva  $E'$  (cf. Figura 59).

Tabela 14 – Parâmetros de ajuste das curvas de previsão das resistências e dos módulos em função da temperatura, segundo o modelo proposto por Gibson *et al.* [26].

Curva	$k_m$ [-]	$T_{g,mech}$ [°C]	$R^2$ [-]
<b>Resistência à tração</b>	0,0720	41,3	0,97
<b>Resistência ao corte</b>	0,0932	44,4	0,99
<b>Módulo de elasticidade</b>	0,1963	38,7	0,99
<b>Módulo de distorção</b>	0,2193	36,3	0,97

### 3.7 Considerações finais

No presente capítulo foi apresentada a campanha experimental para caracterização do comportamento mecânico de um adesivo epoxídico a diferentes temperaturas. Após a descrição das duas séries de ensaios realizadas, de corte e de tração, a 20 °C, 35 °C, 50 °C, 70 °C, 90 °C e 120 °C, foram apresentados os respetivos resultados, em termos de comportamento força vs. deslocamento, tensão-deformação, resistência-temperatura e rigidez-temperatura. Finalmente, através dos resultados obtidos (funções discretas) e da lei proposta por Gibson *et al.* [26], desenvolveram-se modelos de degradação das propriedades mecânicas com a temperatura (funções contínuas). Assim, ao longo da secção 3.6 demonstrou-se que:

- a temperatura influencia profundamente o comportamento do adesivo que, de uma forma geral, se caracteriza por um andamento linear até à rotura (frágil), exceto para temperaturas entre 50 °C e 70 °C, em que se verifica um comportamento marcadamente não linear;
- a degradação das propriedades mecânicas do adesivo com a temperatura assume especial relevância no intervalo de temperaturas correspondente ao processo de transição vítrea (*i.e.*, entre 35 °C e 50 °C), sendo que o valor da  $T_g$  é definido com base na curva do módulo de armazenamento,  $E'$  (determinado por ensaios DMA);
- a capacidade de deformação última apresenta uma variação não monotónica com a temperatura (*i.e.*, aumenta até aos 50 °C, especialmente de 35 °C para 50 °C, e diminui para temperaturas superiores), ao contrário da tensão última, que diminui monotonicamente com o aumento da temperatura;

- para temperaturas superiores à  $T_g$ , os níveis de resistência e de rigidez tendem a estabilizar em valores reduzidos, sendo que a degradação da rigidez é mais acentuada do que a da resistência;
- a curva do módulo de armazenamento  $E'$  (determinado através de ensaios DMA; e através da qual se define a  $T_g$  do adesivo) não aparenta uma correlação direta com as curvas de modelação de resistência e rigidez em função da temperatura; ainda assim, os valores de resistência normalizada com a temperatura são os que mais se aproximam dos da curva do  $E'$ , enquanto os valores de rigidez diminuem para temperaturas inferiores.

Estes resultados estão de acordo uma das conclusões apresentadas em [8], nomeadamente que os consideráveis valores de resistência da ligação betão-CFRP sujeita a temperaturas superiores às temperaturas de transição vítrea (*cf.* Figura 7) dos adesivos são consequência do desenvolvimento de forças, a nível da interface de ligação, de natureza adesiva ou de fricção.

Refira-se, finalmente, que os resultados obtidos na presente campanha experimental serão utilizados num estudo numérico do comportamento da ligação betão-CFRP a temperatura elevada, assunto que será abordado em detalhe no capítulo seguinte.





## 4. Estudo numérico do comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas

### 4.1 Considerações iniciais

No presente capítulo é apresentado um estudo numérico sobre o comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas. Em primeiro lugar, na secção 4.2, apresenta-se uma breve introdução teórica e os objetivos que estiveram na base do presente capítulo. Seguidamente, na secção 4.3, resume-se um trabalho de investigação anterior cujos resultados experimentais foram utilizados para validação do presente estudo numérico. Na secção 4.4, procede-se à descrição dos modelos de elementos finitos, nomeadamente a sua geometria, as propriedades dos materiais constituintes e as condições de fronteira. Finalmente, na secção 4.5, são apresentados e comparados os resultados numéricos com os resultados experimentais em termos de comportamento força-escorregamento e distribuição de extensões no material de reforço.

### 4.2 Introdução e objetivos

O presente estudo numérico consistiu na simulação de ensaios de aderência de junta dupla de elementos de betão armado reforçados com laminados de CFRP, aplicados segundo as técnicas EBR e NSM, e realizados às seguintes temperaturas (*cf.* [8]): 20 °C, 55 °C e 90 °C<sup>1</sup>.

Como se representa esquematicamente na Figura 61 a), a resposta estrutural da ligação betão-CFRP engloba: (i) o comportamento das duas interfaces da ligação (*i.e.* betão-adesivo e adesivo-laminado), definido por relações tensão de corte vs. escorregamento não lineares; e (ii) o comportamento da camada de adesivo solicitada essencialmente ao corte e, como tal, definido pela relação constitutiva tensão vs. distorção. Dada a escassez de informação na literatura e a complexidade da caracterização das referidas relações, principalmente a temperatura elevada, a ligação entre o CFRP e o betão é habitualmente modelada de forma simplificada através de uma lei tensão de corte vs. escorregamento representativa da resposta global da ligação (*cf.* Figura 61 b)).

O principal objetivo do presente estudo é simular a resposta mecânica dos provetes referidos acima através de duas estratégias de modelação distintas para a ligação betão-CFRP e comparar os resultados obtidos com essas estratégias: (i) simulando explicitamente a camada de adesivo no modelo (*cf.* Figura 61 c)) e considerando que todos os materiais estão ligados perfeitamente entre si; e, em alternativa, (ii) simulando a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura (*cf.* Figura 61 b)). Assim, no presente estudo numérico, foram elaborados dois modelos de elementos finitos tridimensionais no *software* comercial ABAQUS [72]: (i) o modelo que se designou por “modelo adesivo”, no qual se adotaram as propriedades mecânicas de cada material determinadas de forma independente, em função da temperatura (em

---

<sup>1</sup> Dado o andamento irregular das curvas tensão vs. deformação dos ensaios a 120 °C e os elevados coeficientes de variação de rigidez ao corte e à tração (50% e 70%, respetivamente), optou-se por não incluir esta temperatura no presente estudo numérico.

particular as propriedades mecânicas do adesivo determinadas no capítulo 3); e (ii) o modelo que se designou por “modelo interface”, onde se adotaram as leis globais de interface em função da temperatura, calibradas por Firmo [8] com base em análises inversas a partir dos resultados dos ensaios de aderência. Pretende-se, fundamentalmente, avaliar até que ponto será suficiente realizar ensaios a temperatura elevada apenas aos materiais, modelando as suas propriedades individualmente (estratégia (i)) e dispensando, assim, a realização de ensaios de aderência. Contudo, é de referir que a comparação entre as duas estratégias não é verdadeiramente “justa”, visto que as leis de interface adotadas na estratégia (ii) foram calibradas por ajuste dos resultados numéricos com os experimentais.

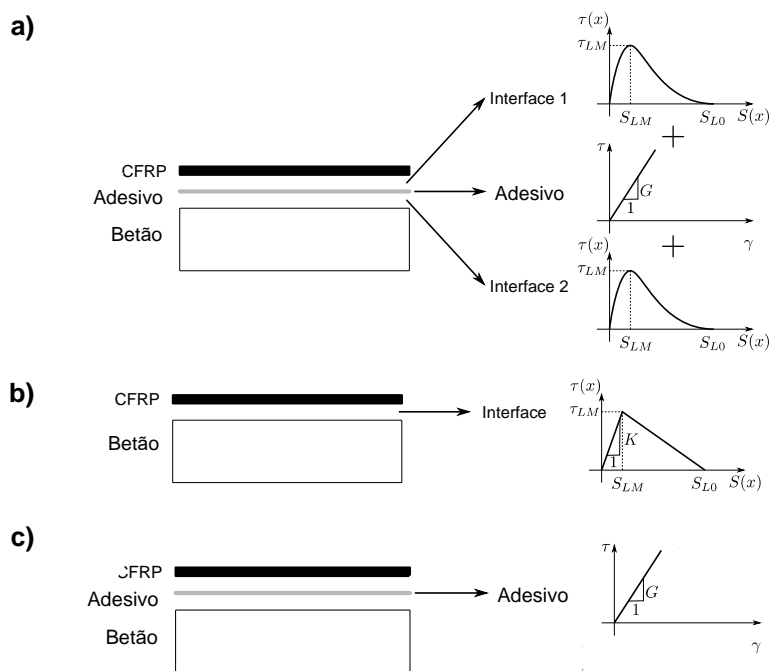


Figura 61 – Comportamento global da ligação CFRP-betão: a) situação real; b) modelo interface; e c) modelo adesivo (adaptado de [8]).

Importa referir que no modelo adesivo foram admitidas ligações perfeitas ao nível das duas interfaces da ligação (betão-adesivo e adesivo-CFRP), ou seja, o escorregamento entre o laminado e o betão é simulado apenas pela parcela da distorção da camada de adesivo. Por outro lado, no modelo interface as leis globais permitem considerar de forma simplificada o escorregamento de ambas as interfaces e, em conjunto, a distorção da camada de adesivo. Assim, apesar de ser expectável que o modelo interface forneça resultados numéricos mais precisos, ao comparar os resultados obtidos por ambas as estratégias com os resultados experimentais poder-se-á depreender, em termos relativos, a importância que os escorregamentos a nível das interfaces assumem na resposta global da ligação colada. De facto, em termos de comportamento global do sistema de reforço, será expectável que o modelo adesivo apresente uma rigidez superior aos resultados experimentais e que essa diferença seja tão relevante quanto os escorregamentos nas interfaces.

Note-se que no presente estudo numérico será avaliado o comportamento mecânico da ligação a diferentes temperaturas (que permanecem constantes durante o período de análise), em particular as relações força aplicada vs. escorregamento relativo betão-CFRP e a distribuição de extensões no CFRP ao longo do comprimento de colagem. Importa realçar que não será analisada a precisão dos

modelos numéricos para prever a rotura da ligação, dada a complexidade do fenómeno de descolamento do reforço e as incertezas relativamente aos critérios de rotura mais adequados.

### 4.3 Geometria e síntese da investigação experimental anterior

Como referido anteriormente, o presente estudo numérico baseou-se na simulação dos ensaios de aderência betão-CFRP realizados por Firmo [8], que recorreu a blocos de betão armado reforçados com laminados de CFRP, segundo as técnicas NSM e EBR. Estes provetes foram inicialmente aquecidos até determinada temperatura (20 °C, 55 °C e 90 °C) e, posteriormente, carregados até à rotura (mantendo a temperatura constante).

A geometria dos provetes é ilustrada na Figura 62. Os dois blocos de betão são paralelepípedos de dimensões 120 mm x 120 mm x 350 mm, reforçados por dois varões de aço em forma de “U” e por dois laminados CFRP. Nos ensaios em provetes NSM, os laminados, de dimensões 1,4 mm x 10 mm x 600 mm, foram inseridos em rasgos pré-executados no betão de recobrimento (de dimensões 5 mm x 15 mm) previamente preenchidos com adesivo. Nos ensaios em provetes EBR, as dimensões dos laminados foram de 1,4 mm x 20 mm x 600 mm e a espessura da camada de adesivo foi de aproximadamente 2 mm. O comprimento de colagem aplicado em ambos os sistemas foi de 250 mm. Como apenas um dos blocos foi instrumentado, foram adotadas as seguintes medidas para evitar que a rotura do sistema de reforço ocorresse no outro bloco: (i) chapas metálicas de confinamento (Figura 62 c)); e (ii) isolamento térmico (Figura 62 d)).

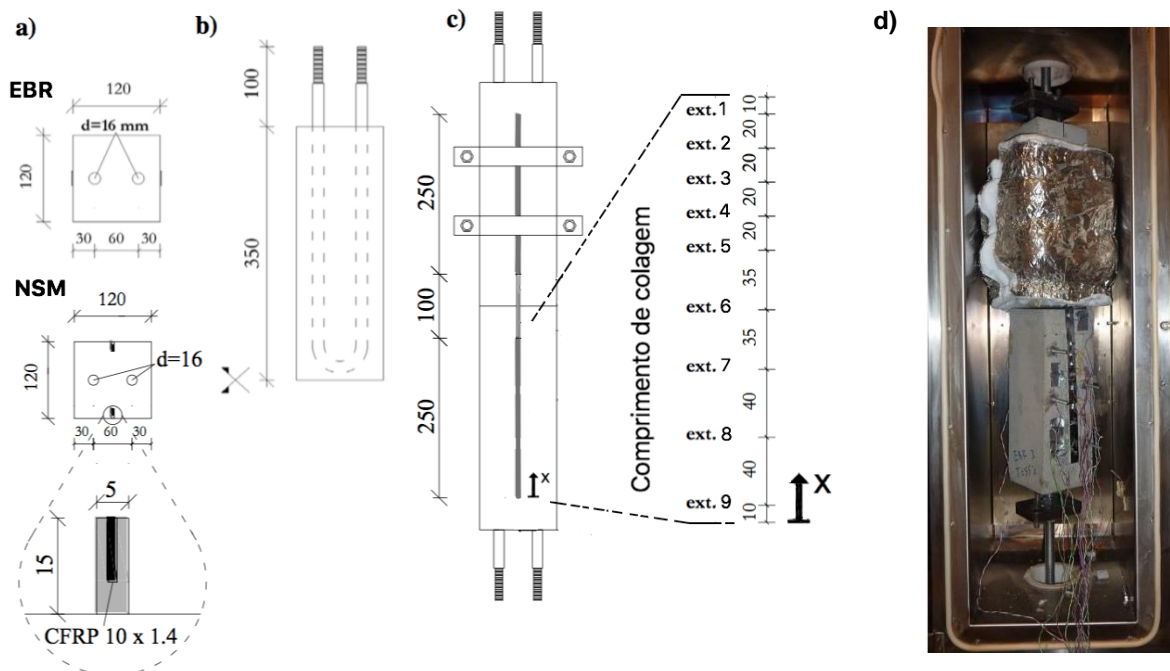


Figura 62 – Esquema e geometria dos provetes ensaiados (a e b) e respetiva instrumentação (c e d) [8].

Note-se que (i) a força de tração, aplicada pela máquina universal de ensaios, foi exercida nas extremidades das armaduras de aço; (ii) as extensões axiais dos laminados foram obtidas através de dados registados por nove extensómetros dispostos como ilustra a Figura 62 c)); e (iii) os valores experimentais de escorregamento foram medidos por dois LVDTs posicionados no início e no fim do comprimento de colagem ( $x = 0$  e  $x = 250$  mm, respetivamente; cf. Figura 62 c)).

## 4.4 Descrição dos modelos numéricos

### 4.4.1 Geometria do modelo numérico

Para além do plano de simetria perpendicular ao eixo longitudinal do provete descrito na secção anterior (*cf.* Figura 62 b)), existem ainda, ao nível da secção transversal, dois eixos adicionais de simetria (*cf.* Figura 62 a)). Assim, a geometria adotada para o modelo beneficia da tripla simetria que o provete apresenta com o objetivo de reduzir o esforço computacional (*i.e.*, o número de nós). Desta forma, no presente caso de estudo, modelou-se apenas um oitavo do volume do provete de ensaio.

Como referido anteriormente, foram elaborados dois modelos de estudo: (i) o modelo adesivo, no qual se simulou explicitamente a camada de adesivo e se assumiram ligações perfeitas a nível das interfaces betão-adesivo e adesivo-CFRP; e (ii) o modelo interface, no qual se adotaram determinadas leis globais tensão de corte *vs.* escorregamento para cada valor de temperatura (20 °C, 55 °C e 90 °C). Em ambos os modelos, tanto para o sistema NSM como para o EBR, foi necessário dividir a parte correspondente ao bloco de betão em três células, como se pode observar na Figura 63 a) e na Figura 64 a), respetivamente, por forma a delimitar a zona de colagem (representada a vermelho). Na Figura 63 b) e na Figura 64 b), encontram-se representadas as partes correspondentes à armadura de aço (a verde), ao laminado CFRP (a vermelho) e à camada de adesivo epoxídico (a azul), sendo que este último elemento apenas foi definido no modelo adesivo.

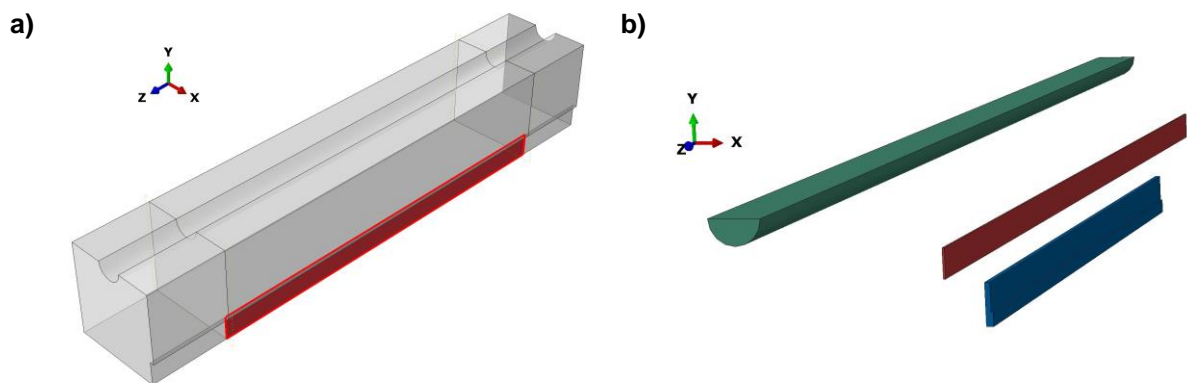


Figura 63 – Partes definidas nos modelos NSM: a) bloco de betão; b) armadura de aço (a verde), laminado CFRP (a vermelho) e camada de adesivo epoxídico (a azul – considerado apenas no modelo adesivo).

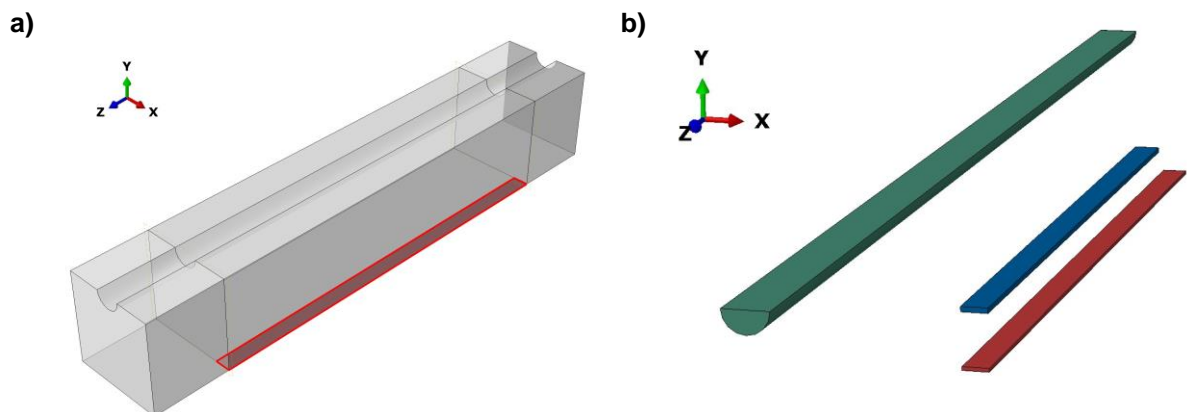


Figura 64 – Partes definidas nos modelos EBR: a) bloco de betão; b) armadura de aço (a verde), laminado CFRP (a vermelho) e camada de adesivo epoxídico (a azul – considerado apenas no modelo adesivo).

#### 4.4.2 Tipo de elementos e malha adotada

Foram utilizados elementos sólidos hexaédricos de 8 nós com aproximação linear e integração reduzida, designados C3D8R<sup>1</sup>. Refira-se que, na fase inicial da construção do modelo, no contexto de uma numa simulação-teste, foram utilizados elementos hexaédricos de 20 nós com aproximação quadrática, C3D20, com e sem integração reduzida, apenas para confirmação dos resultados e do refinamento da malha adotado. Uma vez verificada a coerência dos resultados obtidos com os diferentes tipos de elementos, optou-se por gerar a malha com elementos C3D8R por serem computacionalmente eficazes e, simultaneamente, possibilitarem um processo de cálculo menos moroso. A Figura 65 a) e b) ilustra a malha adotada para o sistema NSM nos modelos interface e adesivo, respetivamente. A Figura 66 a) e b) é análoga à referida anteriormente, mas corresponde ao sistema EBR. Finalmente, na Tabela 15 apresenta-se informação complementar das malhas geradas.

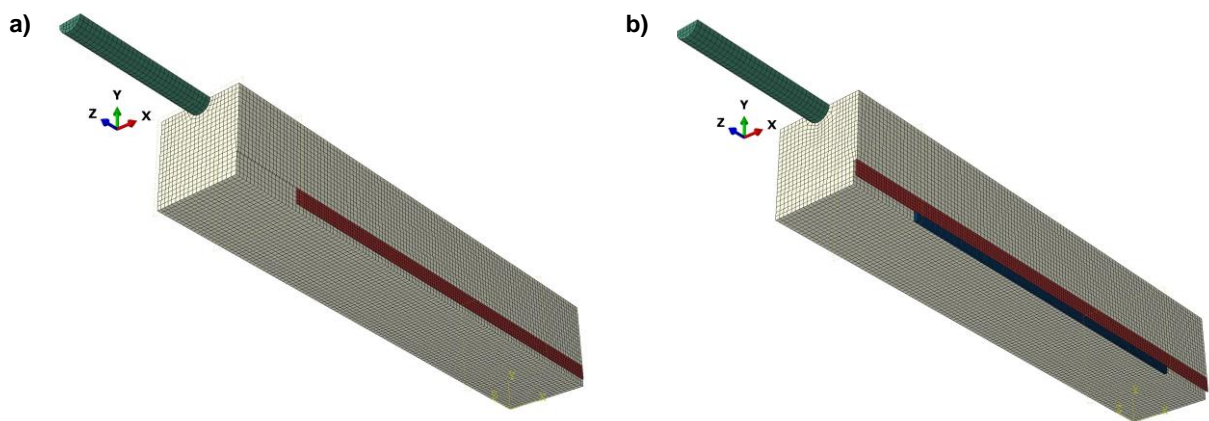


Figura 65 – Malha adotada para o sistema NSM: a) modelo interface; e b) modelo adesivo.

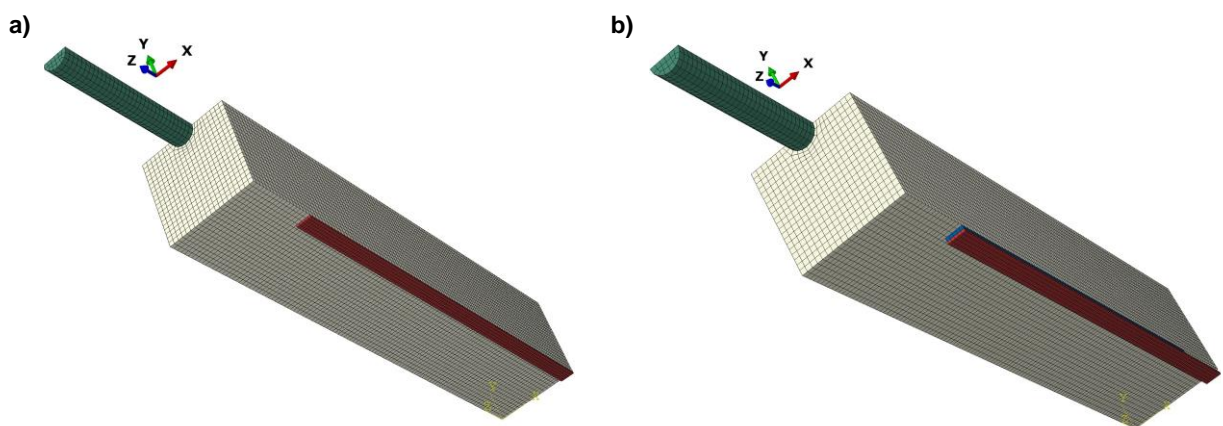


Figura 66 – Malha adotada para o sistema EBR: a) modelo interface; e b) modelo adesivo.

---

<sup>1</sup> “Continuum, 3D, 8-node, Reduced integration with hour glass control”.

Tabela 15 – Dados das malhas dos modelos NSM e EBR.

Parâmetro	NSM		EBR	
	Modelo interface	Modelo adesivo	Modelo interface	Modelo adesivo
<b>Número total de nós</b>	57120	78350	57840	59352
<b>Número total de elementos</b>	49131	65028	49955	50580
<b>Número de elementos da camada de adesivo</b>	-	8750	-	625

#### 4.4.3 Propriedades dos materiais

Como referido, o presente estudo numérico pretende simular ensaios de aderência betão-CFRP a diferentes valores de temperatura; pretende-se estimar as relações força-escorregamento relativo betão-CFRP e as distribuições de extensões no CFRP ao longo do comprimento colado para diferentes níveis de carga. Para tal, adotaram-se relações constitutivas elásticas lineares (e sem critério de rotura) na definição das propriedades dos materiais. Esta simplificação justifica-se por duas razões: (i) em relação ao aço, a tensão máxima a que a armadura será sujeita é bastante inferior à sua tensão de cedência (cerca de metade); e, (ii) em relação ao betão, Firmo [8] provou que, ao simular esta ligação betão-CFRP a temperatura elevada, assumir um modelo elástico linear para o betão não acarreta perdas de precisão significativas e reduz consideravelmente o esforço computacional.

A variação das propriedades mecânicas do betão, do aço e do CFRP com a temperatura, apresentadas na Tabela 16, foram determinadas experimentalmente em [8] e [73]; a variação das propriedades mecânicas do adesivo epoxídico com a temperatura foram determinadas experimentalmente no presente trabalho e estão apresentadas na secção 3.6.

Importa referir que nos ensaios de aderência que se pretende simular, a camada de adesivo é solicitada essencialmente ao corte, enquanto a armadura de aço e o laminado de CFRP são principalmente solicitados à tração. Por esta razão, modelou-se, simplificadamente, o laminado CFRP (que é um material ortotrópico) como tendo um comportamento isotrópico linear, uma vez que este é solicitado sobretudo na direção longitudinal (correspondente à direção das fibras).

Tabela 16 – Propriedades dos materiais a 20 °C, 55 °C e 90 °C.

Material	T [°C]	E [GPa]	G [GPa]	$\nu$ [-]
<b>Betão – C25/30</b>	20; 55	28,70	-	0,2
	90	22,96	-	
<b>Aço – A500NR</b>	20; 55; 90	200,00	-	0,3
<b>CFRP – S&amp;P Laminates CFK 150/2000</b>	20; 55	152,50	-	0,3
	90	147,00	-	
<b>Adesivo – S&amp;P Resin 220 Epoxy Adhesive</b>	20	8,21	4,61	0,3
	55 <sup>1</sup>	0,16	0,047	
	90	0,087	0,038	

<sup>1</sup> As propriedades do adesivo a 55°C foram calculadas por interpolação linear dos valores obtidos experimentalmente a 50 e 70°C.

#### 4.4.4 Carregamento, condições de fronteira e tipo de análise

Como referido anteriormente, dada a tripla simetria dos provetes, apenas foi modelado um oitavo do seu volume, pelo que tiveram de ser adotadas as devidas condições de fronteira, nomeadamente as seguintes: (i) deslocamentos verticais (eixo y) nulos na extremidade do laminado (cf. Figura 65 e Figura 66); (ii) deslocamentos verticais e rotações nulas no plano de simetria xz; e (iii) deslocamentos transversais e rotações nulas no plano de simetria yz.

Importa ainda referir que se considerou: (i) uma ligação perfeita entre as armaduras de aço e o bloco de betão; e (ii) a extremidade da armadura de aço fixa pela máquina de ensaio como encastrada (cf. Figura 62).

Relativamente ao modelo adesivo, a análise efetuada foi elástica linear; no modelo interface, foram adotadas relações bilineares tensão de corte vs. escorregamento representativas do comportamento global da ligação a determinada temperatura, ilustradas na Figura 67. No modelo interface, a ligação betão-CFRP, simulada através da opção *interface contact*, inclui um modelo de dano que corresponde ao troço descendente do gráfico (posterior ao valor de tensão máxima de corte) e que permite uma análise global não-linear simplificada. Para assegurar o controlo da resposta estrutural pós-pico, recorreu-se a uma análise estática não-linear por imposição de deslocamentos.

As relações bilineares tensão de corte vs. escorregamento foram definidas segundo os três parâmetros indicados na Tabela 17, nomeadamente (i) rigidez inicial,  $K$ ; (ii) tensão máxima de corte,  $\tau_{LM}$ ; e (iii) escorregamento último,  $s_{L0}$ . Como referido, os valores destes parâmetros foram calibrados por Firmo [8] (com base numa análise inversa), por ajuste dos resultados numéricos aos experimentais em termos de valores de carga última, comportamento carga-escorregamento e distribuição de extensões.

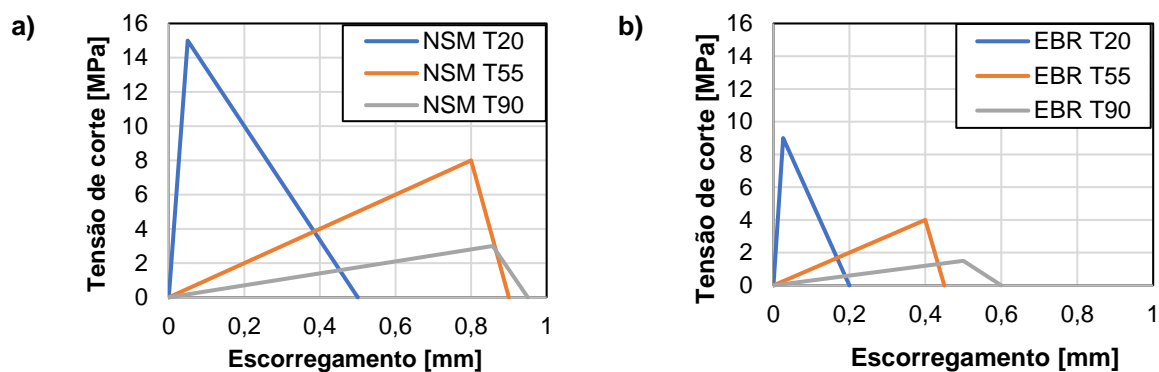


Figura 67 – Relações tensão de corte vs. escorregamento determinadas por Firmo [8] a 20 °C, 55 °C e 90 °C: a) sistema NSM; e b) sistema EBR.

Tabela 17 – Parâmetros das relações tensão de corte vs. escorregamento determinadas por Firmo [8].

Parâmetro	NSM			EBR		
	20 °C	55 °C	90 °C	20 °C	55 °C	90 °C
$K$ [MPa/mm]	300	10	3,5	350	10	3
$\tau_{LM}$ [MPa]	15	8	3	9	4	1,5
$s_{L0}$ [mm]	0,5	0,9	0,95	0,2	0,45	0,6

## 4.5 Discussão e análise dos resultados numéricos

### 4.5.1 Força aplicada vs. escorregamento relativo betão-CFRP

Na Figura 68 a) e b) apresentam-se os resultados numéricos dos modelos interface e adesivo e os resultados experimentais em termos de força aplicada vs. escorregamento relativo betão-CFRP no final do comprimento de colagem ( $x = 250 \text{ mm}$ , cf. Figura 62 c)) para os sistemas de reforço NSM e EBR, respetivamente, para as diferentes temperaturas analisadas, 20 °C, 55 °C e 90 °C.

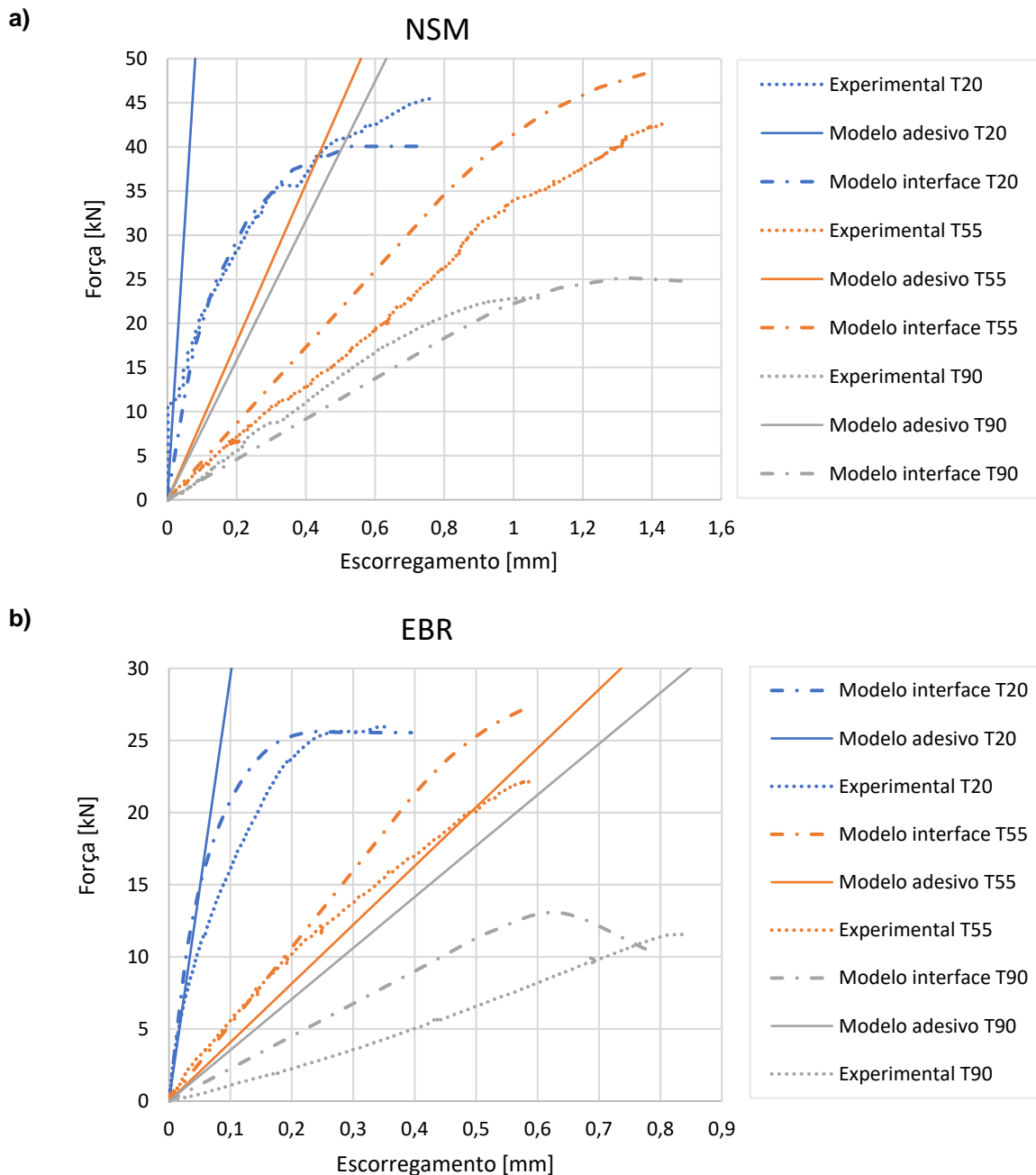


Figura 68 – Resultados numéricos vs. resultados experimentais do comportamento força vs. escorregamento para 20 °C, 55 °C e 90 °C referente aos sistemas: a) NSM; e b) EBR.



Relativamente ao modelo interface, verifica-se que, à temperatura ambiente (20 °C), o modelo é capaz de prever o comportamento não linear das curvas de ambos os sistemas de reforço; as curvas numéricas acompanham a redução progressiva de rigidez para valores de força próximos da carga de rotura experimental. Note-se que, à temperatura ambiente, apesar da simplificação adotada na modelação do comportamento do material betão (modelo elástico linear) os resultados numéricos reproduzem adequadamente a não linearidade da ligação observada nos ensaios. Com o aumento da temperatura, para além da diminuição contínua de rigidez, observa-se uma alteração geral do comportamento das curvas, que passam a apresentar um andamento mais próximo do linear. Em suma, o modelo interface permitiu simular: (i) o comportamento não linear da ligação betão-CFRP a temperatura ambiente; (ii) a alteração de comportamento para “mais linear” com o aumento da temperatura; e (iii) a redução de rigidez acentuada próximo das cargas de rotura experimentais.

Em relação ao modelo adesivo, a temperatura ambiente, verifica-se que a rigidez inicial das curvas numéricas (*i.e.* para valores de força relativamente reduzidos) é coerente com a dos resultados experimentais em ambos os sistemas de reforço. Este resultado mostra que, a temperatura ambiente e para cargas relativamente reduzidas, a componente da distorção do adesivo assume maior relevância no valor do escorregamento relativo betão-CFRP do que os deslizamentos nas interfaces betão-adesivo e adesivo-CFRP (que não foram simuladas neste modelo). Assim, pode concluir-se que, nestas condições (temperatura ambiente e cargas relativamente reduzidas), o escorregamento nas interfaces pode ser considerado desprezável. Com o aumento da temperatura, as curvas do modelo adesivo do sistema NSM a 55 °C e a 90 °C são significativamente mais rígidas do que as experimentais, o que confirma a importância que os deslizamentos das interfaces assumem na resposta global da ligação para temperaturas elevadas; no caso do sistema EBR, este resultado é particularmente evidente nas curvas obtidas a 90°C. Note-se que a 55 °C a rigidez prevista pelo modelo adesivo do sistema EBR é próxima da experimental. Este resultado, que não se verificou para o sistema NSM para a mesma temperatura, pode estar relacionado com o facto de a área da interface ser inferior no sistema EBR (e, consequentemente, o escorregamento global da ligação ser menos dependente do escorregamento das interfaces).

Importa ainda referir que se observa uma redução significativa de rigidez do modelo adesivo quando a temperatura aumenta de 20 °C para 55 °C, em ambos os sistemas de reforço; este resultado está de acordo com uma das conclusões obtidas dos resultados dos ensaios experimentais (*cf.* secção 3.6), nomeadamente que o aumento da capacidade de deformação do adesivo com a temperatura é particularmente evidente durante o processo de transição vítrea (*i.e.*, dos 35 °C aos 50 °C). Quando a temperatura aumenta de 55 °C para 90 °C, o modelo adesivo apresenta uma redução de rigidez quase desprezável, não simulando, por isso, a diminuição de rigidez global obtida nos resultados experimentais. De facto, dado que a redução de rigidez ao corte do adesivo neste intervalo de temperaturas é desprezável (*cf.* Figura 34), era expectável que o aumento do escorregamento da ligação devido à parcela da distorção da camada de adesivo fosse igualmente pouco relevante. Em suma, o aumento do escorregamento da ligação CFRP-betão com a temperatura devido à distorção da camada de adesivo é realmente importante até 55 °C; para temperaturas superiores esse efeito perde

expressão face à maior importância dos deslizamentos que ocorrerão nas interfaces adesivo-betão e adesivo-CFRP.

Na Tabela 18 e na Tabela 19 apresentam-se os valores de rigidez obtidos no modelo adesivo, nos ensaios de aderência e o rácio entre ambos (numérico/experimental), para os sistemas NSM e EBR, respetivamente. Como referido, será expectável que a diferença de rigidez obtida no modelo adesivo e nos ensaios experimentais seja tão relevante quanto os escorregamentos nas interfaces; o rácio indicado nas tabelas permite quantificar essa relação. Verifica-se que a 20 °C o rácio de ambos os sistemas é próximo da unidade confirmando-se, assim, a reduzida importância dos deslizamentos nas interfaces a temperatura ambiente. Porém, a 90 °C o modelo adesivo é cerca de 5,2 e 3,1 vezes mais rígido (no sistema NSM e EBR, respetivamente), o que poderá ser indicativo da contribuição relativa dos deslizamentos para a ligação betão-CFRP (e.g., num sistema NSM a 90 °C, será expectável que do escorregamento total betão-CFRP, 1/5 se deva à parcela de deformação por corte do adesivo e 4/5 ao escorregamento nas interfaces). Isto é, a 90 °C, a importância relativa que os deslizamentos nas interfaces assumem na resposta global da ligação é cerca de 80% (i.e. 4/5) no sistema NSM e cerca de 67% (i.e. 2/3) no sistema EBR.

Tabela 18 – Rigidez [kN/mm] obtida no modelo adesivo e nos ensaios de aderência do sistema NSM e o rácio entre ambos (numérico/experimental).

NSM	20 °C	55 °C	90 °C
<b>Modelo adesivo [kN/mm]</b>	624,0	89,4	79,0
<b>Experimental [kN/mm]</b>	493,3	34,7	15,3
<b>Rácio [-]</b>	1,3	2,6	5,2

Tabela 19 – Rigidez [kN/mm] obtida no modelo adesivo e nos ensaios de aderência do sistema EBR e o rácio entre ambos (numérico/experimental).

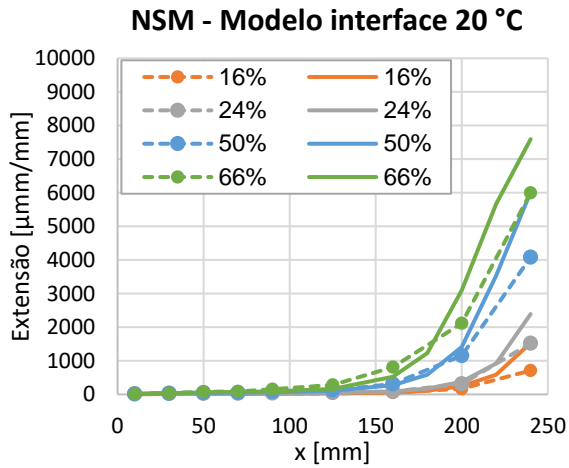
EBR	20 °C	55 °C	90 °C
<b>Modelo adesivo [kN/mm]</b>	294,5	40,8	35,4
<b>Experimental [kN/mm]</b>	284,9	55,7	11,6
<b>Rácio [-]</b>	1,0	0,7	3,1

#### 4.5.2 Distribuições de extensões no laminado de CFRP

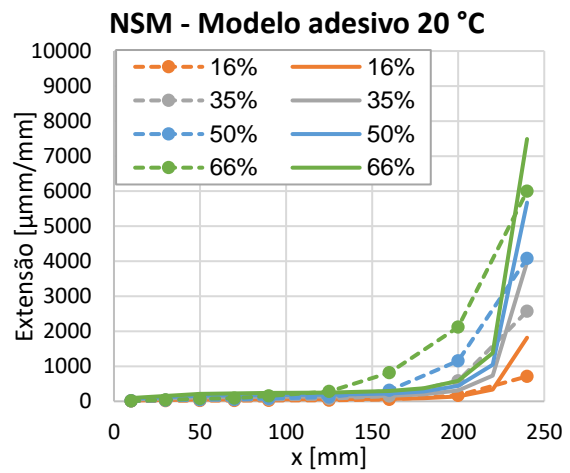
Na Figura 69 e na Figura 70 apresentam-se os valores das extensões no CFRP (NSM) ao longo do comprimento de colagem obtidos no modelo interface e no modelo adesivo, respetivamente, para diferentes frações da carga última experimental e para as temperaturas de 20 °C, 55 °C e 90 °C. Na Figura 71 e na Figura 72 apresentam-se os gráficos análogos aos referidos anteriormente, mas relativos ao sistema EBR.

No que se refere ao modelo interface, as figuras demonstram o bom ajuste dos resultados numéricos aos experimentais. As leis globais de tensão de corte vs. escorregamento adotadas permitiram simular a resposta não linear à temperatura ambiente, verificando-se um pico de extensões no final do comprimento de colagem ( $x = 250 \text{ mm}$ , cf. Figura 62 c)); para além disso, observa-se a linearização das extensões ao longo do comprimento de colagem (i.e., deixa de existir um pico de extensão no final do comprimento de colagem) e uma redução do valor de extensão máxima com o aumento de temperatura. Estes resultados estão relacionados com a redução da rigidez do adesivo

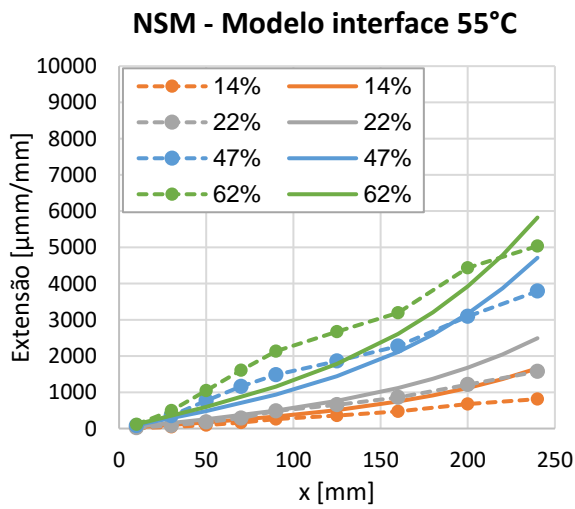
69a)



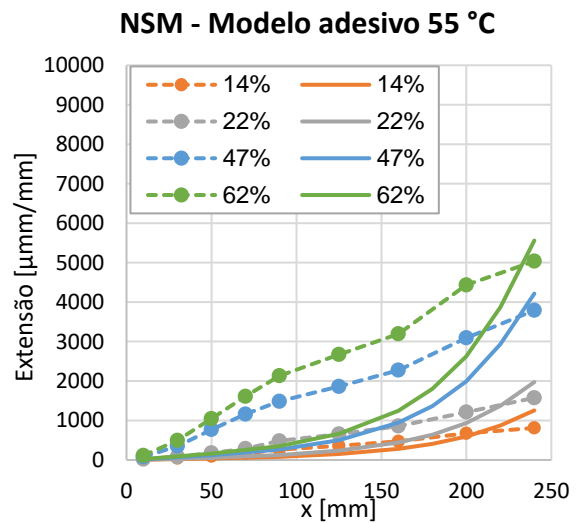
70a)



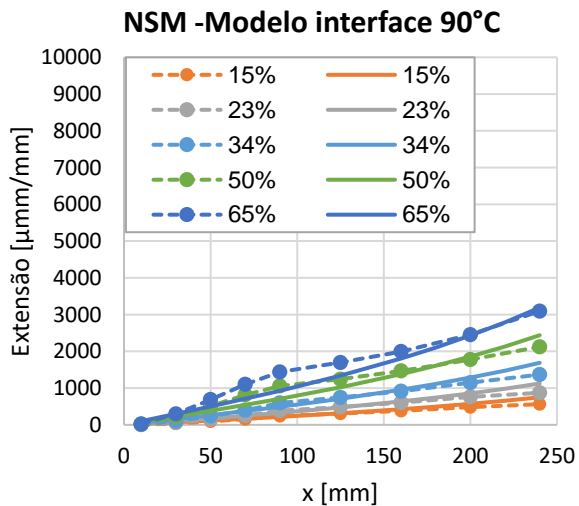
69b)



70b)



69c)



70c)

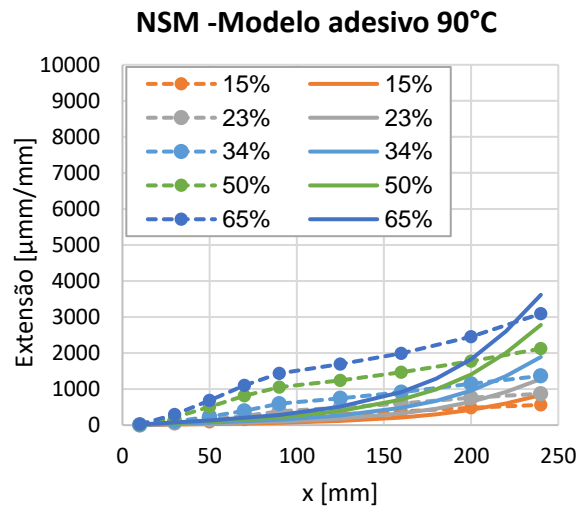
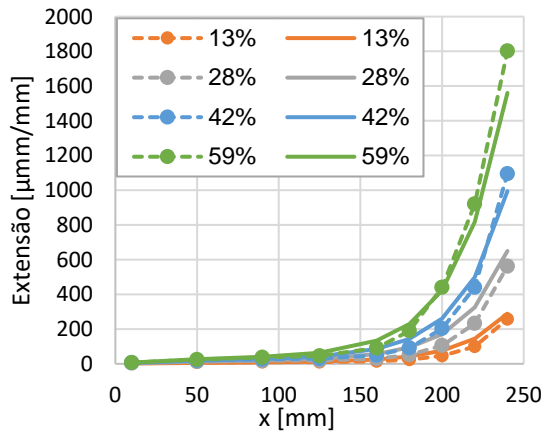


Figura 69 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo interface dos ensaios NSM para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C.

Figura 70 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo adesivo dos ensaios NSM para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C.

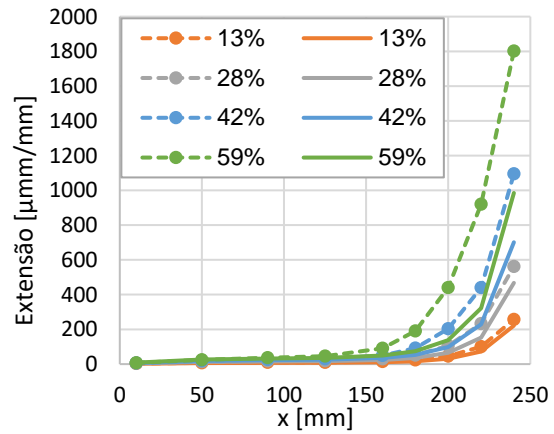
71a)

EBR - Modelo interface 20 °C



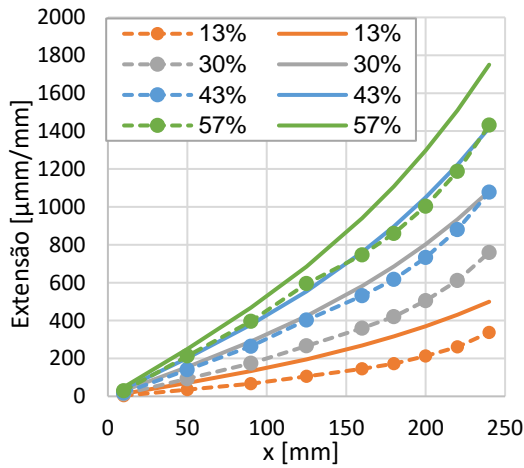
72a)

EBR - Modelo adesivo 20 °C



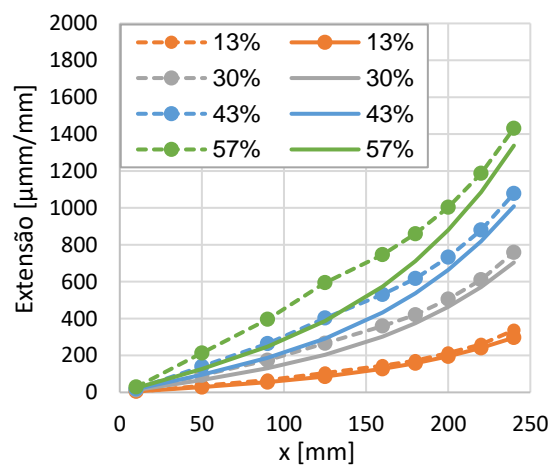
71b)

EBR - Modelo interface 55 °C



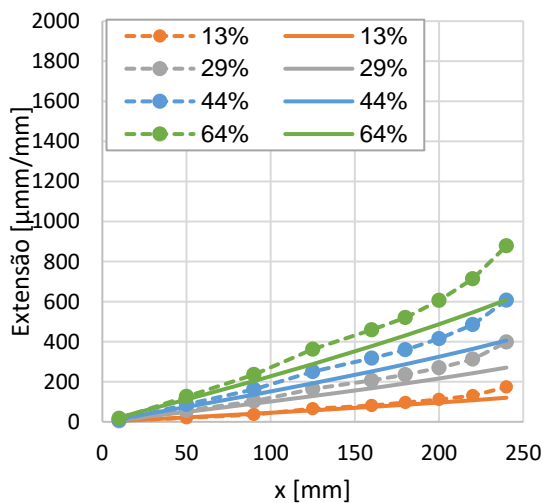
72b)

EBR - Modelo adesivo 55 °C



71c)

EBR - Modelo interface 90 °C



72c)

EBR - Modelo adesivo 90 °C

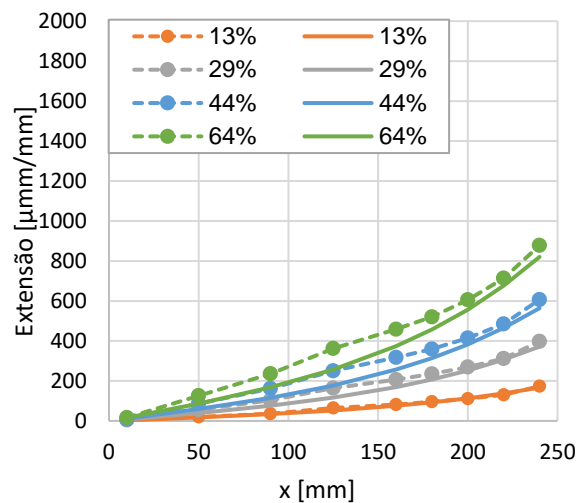


Figura 71 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo interface dos ensaios EBR para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C.

Figura 72 – Resultados experimentais (tracejado) vs. numéricos (contínuo) do modelo adesivo dos ensaios EBR para: a) 20 °C; b) 55 °C; e c) 90 °C

com o aumento da temperatura e consequente suavização da distribuição de tensões de corte ao longo da ligação colada.

Relativamente ao modelo adesivo, apesar de este prever com relativa precisão os valores de extensão máxima no final do comprimento de colagem ( $x = 250 \text{ mm}$ , cf. Figura 62 c)), a linearização das extensões ao longo da zona colada com o aumento de temperatura não é tão evidente quanto a das curvas experimentais. Ou seja, tal como expectável, uma vez que o modelo adesivo apresenta um comportamento mais rígido, as extensões apresentam um aumento mais acentuado no final da zona colada. Ainda assim, observe-se a redução do pico de extensões no final do comprimento de colagem com a temperatura. Estes resultados são igualmente evidentes na Figura 73, onde se representa o valor das tensões do laminado do sistema NSM no modelo adesivo para a carga última a  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  e a  $90 \text{ }^\circ\text{C}$ . Refira-se ainda que, de um modo geral, os valores das extensões ao longo do comprimento de colagem previstos pelo modelo adesivo são ligeiramente inferiores aos experimentais; e estas estimativas são mais próximas para o sistema EBR face ao NSM.

Em suma, com o aumento da temperatura, ambos os modelos conseguem prever: (i) a redução do valor das extensões máximas; e (ii) a linearização das curvas ao longo do comprimento de colagem, tornando menos evidente o pico de extensão na extremidade final do laminado CFRP ( $x = 250 \text{ mm}$ , cf. Figura 62 c)).

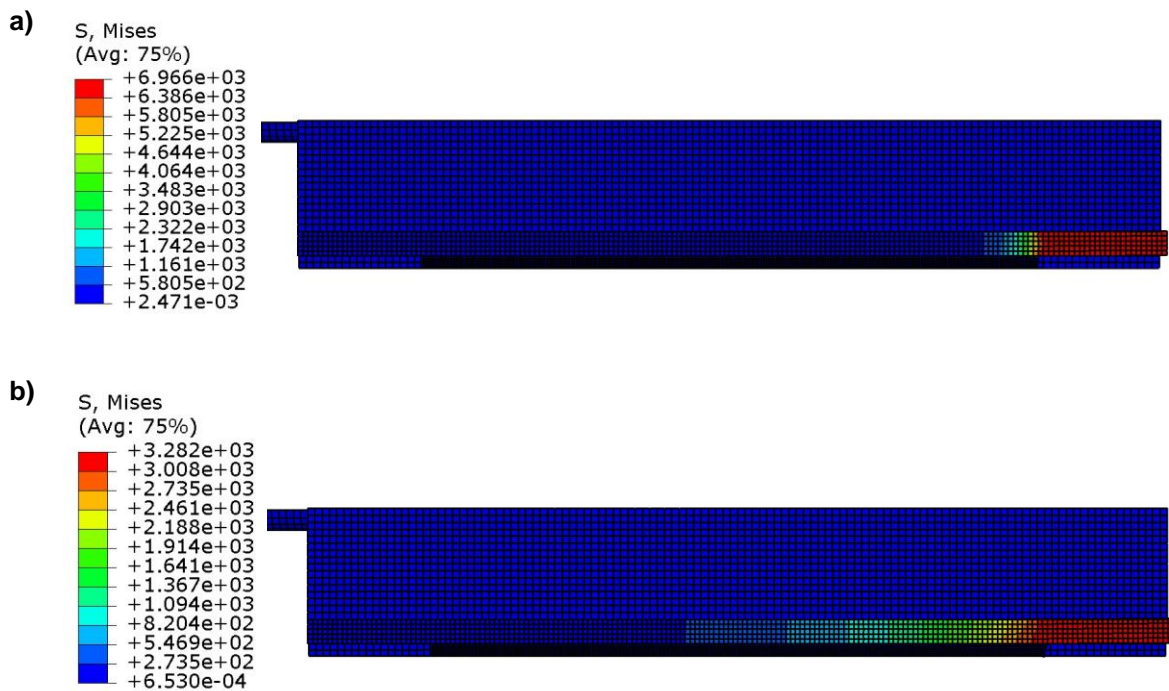


Figura 73 – Valor das tensões (de acordo com o critério de *Von Mises*) do modelo adesivo no sistema NSM para a carga última  
a: a)  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ ; e b)  $90 \text{ }^\circ\text{C}$ .

## 4.6 Considerações finais

No presente capítulo foi apresentado um estudo numérico sobre o comportamento mecânico da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas; em particular, desenvolveram-se modelos tridimensionais de elementos finitos para simular ensaios de aderência de elementos de betão armado reforçados com laminados de CFRP segundo as técnicas de reforço NSM e EBR a 20 °C, 55 °C e 90 °C. O principal objetivo deste estudo foi simular a resposta estrutural dos elementos considerando explicitamente a camada de adesivo no modelo ou, em alternativa, simulando a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura. Da análise dos resultados numéricos, incluindo a comparação das duas abordagens alternativas, e da comparação com os resultados experimentais (obtidos num estudo anterior) foi possível obter as seguintes conclusões:

- O modelo interface, de um modo geral, quer em termos das curvas força-escorregamento, quer em termos das curvas de extensão no laminado CFRP ao longo do comprimento de colagem, prevê com precisão (i) o comportamento não linear das curvas a temperatura ambiente; (ii) a alteração de comportamento para “mais linear” com a temperatura; e (iii) a diminuição acentuada da rigidez da ligação colada que ocorre próximo da situação de rotura;
- As curvas força vs. escorregamento obtidas através do modelo adesivo aproximam-se das experimentais à temperatura ambiente e para cargas reduzidas, o que indica que, nestas condições, o escorregamento nas interfaces é desprezável; por outro lado, para temperaturas elevadas, em geral, as curvas numéricas obtidas através desta estratégia afastam-se das experimentais, o que confirma a importância dos escorregamentos que ocorrem ao nível das interfaces betão-adesivo e adesivo-laminado. Verifica-se que, a 20 °C, esta contribuição relativamente à rigidez global é aproximadamente nula, enquanto que a 90 °C é cerca de 80% no sistema NSM e 67% no sistema EBR. Com o aumento da temperatura, verifica-se que (i) a rigidez do modelo adesivo de 20 °C para 55 °C apresenta a diminuição mais acentuada (o que confirma que o amolecimento do adesivo e a conseqüente diminuição de rigidez da ligação devido ao aumento de distorção da camada de adesivo é particularmente evidente neste intervalo de temperaturas); (ii) de 55 °C para 90 °C, a redução de rigidez é quase desprezável e não acompanha a diminuição de rigidez global verificada nos resultados experimentais;
- Relativamente aos valores das extensões no CFRP ao longo do comprimento de colagem, verifica-se que ambos os modelos conseguem: (i) simular a resposta não linear à temperatura ambiente, verificando-se um pico de extensões no final do comprimento de colagem ( $x = 250 \text{ mm}$ , cf. Figura 62c); (ii) prever a linearização das extensões ao longo do comprimento de colagem com o aumento da temperatura; e (iii) estimar a redução do valor de extensão máxima com o aumento de temperatura. De um modo geral, as estimativas do modelo adesivo, sendo este um modelo mais rígido, não se aproximam tanto dos resultados experimentais quanto as do modelo interface (principalmente a 20 °C).

## 5. Conclusões e perspectivas de desenvolvimentos futuros

### 5.1 Conclusões

Nos últimos 25 anos, os sistemas de reforço com compósitos de CFRP têm vindo a registar um número crescente de aplicações no sector da construção devido às vantagens que apresentam face aos materiais tradicionais, em particular o aço, nomeadamente o reduzido peso próprio, a elevada resistência mecânica e a durabilidade que apresentam mesmo em ambientes de exposição agressivos e corrosivos. No entanto, a suscetibilidade que estes sistemas apresentam a temperaturas elevadas leva a que não apresentem uma maior expressão no reforço de estruturas de edifícios (onde o incêndio constitui uma ação de projeto) e impede que estes sistemas constituam uma alternativa incontestável às técnicas tradicionais. De facto, tem-se observado que as propriedades dos materiais CFRP e dos adesivos de colagem, responsáveis pela ligação CFRP-betão e cruciais para a eficácia do reforço, são seriamente degradadas quando são expostos a temperaturas próximas das respetivas  $T_g$ s. Nestas circunstâncias, verifica-se a passagem daqueles materiais de um estado vítreo para um estado viscoso. A esta transformação está associada uma redução considerável das propriedades mecânicas e uma conseqüente diminuição da resistência do sistema de reforço, que poderá colocar em risco a segurança da estrutura. Contudo, apesar deste inconveniente ser conhecido e de se ter identificado o adesivo de colagem como o material mais suscetível à temperatura, a quantidade de trabalhos de investigação sobre a caracterização das suas propriedades mecânicas em função da temperatura é bastante limitada.

A campanha experimental desenvolvida no âmbito da presente dissertação teve como principal objetivo a caracterização do comportamento mecânico a temperatura elevada de um adesivo utilizado no reforço de estruturas por colagem de materiais CFRP. Para esse efeito, realizaram-se ensaios de tração e ao corte em provetes de um adesivo epoxídico previamente aquecidos a diferentes temperaturas (nomeadamente 20 °C, 35 °C, 50 °C, 70 °C, 90 °C e 120 °C), determinando-se, para cada solicitação e temperatura, a degradação da rigidez e da resistência por comparação com as propriedades à temperatura ambiente.

Nos **ensaios de corte**, realizados segundo a metodologia de teste *V-Notched Beam Method* [66], verificou-se que a temperatura influencia profundamente o comportamento do material em termos de comportamento força vs. deslocamento que, de uma forma geral, se caracterizou por um andamento linear até à rotura (frágil), exceto para temperaturas entre 50 °C e 70 °C, em que se verificou um comportamento marcadamente não linear; além disso, registou-se uma redução progressiva da rigidez global do sistema até ser atingida a carga máxima. Analogamente, na análise das curvas tensão de corte vs. distorção verificou-se que: (i) para temperaturas de ensaio inferiores à temperatura de transição vítrea (*i.e.*, para 20 °C e 35 °C), o comportamento foi aproximadamente linear até se atingir a tensão de corte máxima, com a rotura a ocorrer de forma frágil; (ii) no intervalo de temperaturas imediatamente após a  $T_g$  (*i.e.*, 50 °C e 70 °C), o comportamento foi marcadamente não linear; (iii) para temperaturas superiores, o comportamento aproximou-se novamente do linear até à rotura. Adicionalmente, constatou-se que precisamente entre 50 °C e 70 °C, temperaturas em que se obtiveram curvas tensão de corte vs. distorção mais não lineares, os modos de rotura foram distintos

dos restantes. Ou seja, nos ensaios cujas roturas tiveram origem na formação de duas fendas (a 20 °C; 35 °C e 90 °C; 120 °C) as curvas tensão de corte vs. distorção foram mais lineares; já nos ensaios em que ocorreram roturas distintas (a 50 °C e 70 °C), pela secção central do provete, corresponderam curvas marcadamente não lineares. Relativamente à resistência ao corte e ao módulo de distorção, observou-se que a degradação das propriedades mecânicas do adesivo com a temperatura assumiu especial relevância no intervalo de temperaturas correspondente ao processo de transição vítrea do adesivo (*i.e.*, entre 35 °C e 50 °C). Além disso, para temperaturas superiores à  $T_g$ , os níveis de resistência e de rigidez tenderam a estabilizar em valores desprezáveis, sendo que a degradação da rigidez foi mais acentuada do que a da resistência. Por exemplo, a 50 °C (próximo da  $T_g$  do adesivo), enquanto a resistência apresentou uma redução de cerca de 70% em relação ao seu valor à temperatura ambiente, o módulo de distorção foi reduzido praticamente na sua totalidade. Finalmente, importa ainda referir que enquanto a capacidade de deformação última apresentou uma variação não monotónica com a temperatura (*i.e.*, aumentou até 50 °C, especialmente de 35 °C para 50 °C, e diminuiu para temperaturas superiores), a tensão última diminuiu monotonicamente com o aumento da temperatura.

Nos **ensaios de tração**, de um modo geral e à semelhança dos ensaios de corte, as curvas força vs. deslocamento caracterizaram-se por um troço inicial aproximadamente linear, cuja inclinação foi reduzindo com o aumento de temperatura. Para além da redução de rigidez global do sistema, também a força máxima apresentou uma degradação significativa com o aumento de temperatura. Relativamente às curvas tensão de tração vs. extensão, para cada temperatura de ensaio, verificou-se que, para além da redução acentuada de rigidez, também a resistência apresentou uma degradação significativa com o aumento de temperatura. À semelhança do que se registou nos ensaios de corte, observou-se que a degradação das propriedades mecânicas (resistência à tração e módulo de elasticidade) do adesivo com a temperatura assumiu especial relevância no intervalo de temperaturas correspondente ao processo de transição vítrea do adesivo (*i.e.*, entre 35 °C e 50 °C). Além disso, para temperaturas superiores à  $T_g$ , os níveis de resistência e de rigidez tenderam a estabilizar em valores desprezáveis, sendo que a degradação da rigidez foi igualmente mais acentuada do que a da resistência. Por exemplo, a 50 °C (próximo da  $T_g$  do adesivo), enquanto a resistência à tração apresentou uma redução de cerca de 65% em relação ao seu valor à temperatura ambiente, o módulo de elasticidade foi reduzido em cerca de 98%. Adicionalmente, com o aumento de temperatura, constatou-se a alteração de comportamento linear até à rotura para não linear e um significativo aumento de capacidade de deformação do material (ambos particularmente evidentes na passagem de 35 °C para 50 °C). Além disso, enquanto a extensão última apresentou uma variação não monotónica com a temperatura (*e.g.*, a capacidade de deformação aumentou de 35 °C para a 50 °C, mas diminuiu de 50 °C para 90 °C), a tensão última diminuiu monotonicamente com o aumento da temperatura.

Relativamente à modelação da degradação das propriedades mecânicas do adesivo epoxídico com a temperatura, importa referir que as curvas de resistência e rigidez em função da temperatura calibradas através do modelo de Gibson *et al.* [26] apresentaram um bom ajuste aos resultados experimentais dos ensaios de corte e tração. Além disso, confirmaram que a redução de rigidez com a



temperatura é mais acentuada do que a da resistência; de facto, tanto a rigidez ao corte como à tração demonstraram-se desprezáveis<sup>1</sup> a temperaturas superiores a 50 °C. Verificou-se, ainda, que a curva do módulo de armazenamento  $E'$  (determinada através de ensaios DMA e através da qual se define a  $T_g$  do adesivo) não aparentou ser diretamente correlacionável com as curvas de modelação da resistência e da rigidez em função da temperatura; ainda assim, os valores de resistência normalizada com a temperatura foram os que mais se aproximaram dos da curva do  $E'$ , enquanto que os valores de rigidez diminuíram para temperaturas inferiores.

De uma forma geral, os resultados obtidos na presente dissertação comprovaram que as propriedades mecânicas dos adesivos epoxídicos sofrem reduções significativas com a temperatura, estando, por isso, de acordo com os (poucos) resultados reportados por outros autores na literatura. Relativamente à degradação da resistência ao corte 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.

A análise realizada no presente trabalho foi complementada com o estudo numérico sobre o comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas. O principal objetivo do presente estudo foi simular a resposta mecânica dos provetes referidos acima através de duas estratégias de modelação distintas para a ligação betão-CFRP: (i) simulando explicitamente a camada de adesivo no modelo e considerando uma interação completa nas interfaces entre materiais; e, em alternativa, (ii) simulando a ligação entre o betão e o CFRP através de leis globais tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura que incluem indiretamente a distorção do adesivo e eventuais deslizamentos nas interfaces. Para o efeito, foram elaborados dois modelos de elementos finitos tridimensionais no *software* comercial ABAQUS [72]: (i) o modelo que se designou por “modelo adesivo”, no qual se adotaram as propriedades mecânicas do adesivo em função da temperatura, determinadas no capítulo 3; e (ii) o modelo que se designou por “modelo interface”, onde se adotaram as leis globais de interface em função da temperatura, calibradas por Firmo [8]. A partir destes modelos procedeu-se à simulação de ensaios de aderência de junta dupla de elementos de betão armado reforçados com laminados de CFRP, aplicados segundo as técnicas EBR e NSM, e realizados a 20 °C, 55 °C e 90 °C.

Tal como expectável, de um modo geral, o **modelo interface** foi capaz de prever com precisão as respostas dos provetes em termos de curvas força-escorregamento e curvas de extensão no laminado de CFRP ao longo do comprimento de colagem, reproduzindo (i) o comportamento não linear das curvas a temperatura ambiente; (ii) a alteração de comportamento para mais próximo do linear com a temperatura; e (iii) a diminuição acentuada da rigidez da ligação colada que ocorre próximo da situação de rotura.

Relativamente ao **modelo adesivo**, verificou-se que com o aumento da temperatura a rigidez apresenta a diminuição mais acentuada para temperaturas inferiores à  $T_g$  do adesivo (o que confirma que o amolecimento do adesivo e conseqüente diminuição de rigidez da ligação devido ao aumento de distorção da camada de adesivo é particularmente evidente neste intervalo de temperaturas); e, para

---

<sup>1</sup> Reduções superiores a 80%.

temperaturas superiores, a redução de rigidez foi quase desprezável, não acompanhando a diminuição de rigidez global verificada nos resultados experimentais. Constatou-se que as curvas força vs. escorregamento obtidas à temperatura ambiente e para cargas reduzidas aproximaram-se das experimentais, confirmando-se que, nestas condições, o escorregamento nas interfaces é desprezável; por outro lado, para temperaturas elevadas, em geral, as curvas numéricas obtidas através desta estratégia afastaram-se das experimentais, confirmando-se a importância dos escorregamentos das interfaces betão-adesivo e adesivo-laminado. Verificou-se que, a 20 °C, esta contribuição relativamente à rigidez global é aproximadamente nula, enquanto que a 90 °C é cerca de 80% no sistema NSM e 67% no sistema EBR.

Além disso, relativamente aos valores das extensões no CFRP ao longo do comprimento de colagem, verificou-se que ambos os modelos conseguiram: (i) simular a resposta não linear à temperatura ambiente, verificando-se um pico de extensões no final do comprimento de colagem; (ii) prever a linearização das extensões ao longo do comprimento de colagem com o aumento da temperatura; e (iii) estimar a redução do valor de extensão máxima com o aumento de temperatura. Ainda assim, as estimativas do modelo adesivo, por este ser um modelo mais rígido, não se aproximaram tanto dos resultados experimentais quanto as do modelo interface (principalmente a 20 °C).

Por fim, importa referir que apesar das dificuldades na determinação de algumas propriedades a temperaturas mais elevadas, os objetivos inicialmente previstos foram atingidos e que os resultados e as conclusões obtidos na presente dissertação contribuíram para o avanço do conhecimento num tópico com reconhecidas necessidades de investigação, em particular nas recomendações e códigos de dimensionamento atuais relativos ao desempenho ao fogo dos sistemas de reforço CFRP.

## 5.2 Perspetivas 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 adesivos epoxídicos sujeitos a temperaturas elevadas, este é um tema que ainda carece de estudos adicionais e mais aprofundados. Neste sentido, apresentam-se em seguida alguns aspetos que poderão ser tidos em conta em estudos futuros:

- Realização de estudos experimentais semelhantes ao apresentado neste documento, incluindo a repetição dos ensaios realizados, ao corte e à tração, de modo a validar ou refutar os resultados apresentados na presente dissertação. Salienta-se a importância do estudo do efeito da temperatura nas propriedades mecânicas do adesivo epoxídico na gama de temperaturas próximas da temperatura de transição vítrea. De facto, os resultados experimentais demonstraram que as degradações mais relevantes das propriedades mecânicas do adesivo e a alteração do seu comportamento ocorrem para o intervalo de temperaturas de ensaio abrangente da  $T_g$  do adesivo (*i.e.*, 35 °C e 50 °C); deste modo, seria útil obter dados adicionais para um valor intermédio de temperatura de ensaio (*e.g.*, 40 ou 45 °C). Relembre-se que estas propriedades permanecem ainda pouco caracterizadas na

literatura, pelo que resultados experimentais adicionais são necessários e de extrema importância também para validar os resultados obtidos no presente trabalho.

- Na repetição dos ensaios a temperatura elevada, quer ao corte, quer à tração, recomenda-se a adoção de medidas que permitam obter resultados mais fiáveis: medidas de preparação dos provetes (e.g., aumentar a sua espessura) e/ou alteração do esquema de ensaio (e.g., utilização de uma célula de carga com maior precisão) e/ou de melhoria da qualidade dos pontos de leitura do videoextensómetro, permitindo obter curvas tensão de tração vs. extensão axial e tensão de corte vs. distorção mais precisas (com menos ruído), sobretudo para as temperaturas de ensaio mais elevadas;
- Na presente campanha experimental, os modos de rotura dos provetes ensaiados ao corte a 120 °C mostraram sinais de flexão, o que afetou a fiabilidade dos resultados obtidos em termos de deslocamentos medidos pelo videoextensómetro e a própria resistência da secção. Assim, futuramente, poderão ser estudadas formas alternativas de evitar a ocorrência deste fenómeno.
- Na presente campanha experimental, os ensaios foram realizados apenas em regime estacionário em detrimento do regime transitório (*i.e.*, provetes solicitados até determinado nível de carga e posteriormente aquecidos até à rotura) que, à partida, se aproximaria mais da realidade de incêndio. Assim, futuramente, poderão ser realizados estudos experimentais semelhantes ao apresentado neste documento, mas em regime transitório.
- Relativamente ao comportamento da ligação betão-CFRP a temperatura elevada, poderão ser desenvolvidas formulações analíticas que estipulem o comportamento das interfaces betão-adesivo e adesivo-CFRP em termos de tensão de corte vs. escorregamento em função da temperatura.
- Realização de estudos numéricos semelhantes ao apresentado neste documento, incluindo uma definição mais completa das propriedades mecânicas do modelo adesivo: (i) relação constitutiva do adesivo epoxídico com modelo de dano; e (ii) relações tensão de corte vs. escorregamento das interfaces da ligação em função da temperatura.
- Realização de estudos semelhantes ao realizado em outros adesivos epóxidos comercialmente disponíveis.



## 6. Bibliografia

- [1] Bakis, C. E., Bank, L. C., Brown, V. L., Cosenza, E., Davalos, J. F., Lesko, J. J., Machida, A., Rizkalla, S. H. and Triantafillou, T. C., *Fiber-reinforced polymer composites for construction—state-of-the-art review*, Journal of Composites for Construction, Vol. 6, No. 2, pp. 73–87, 2002.
- [2] Bank, L. C., *Composites for construction: structural design with FRP materials*, John Wiley & Sons, Inc., Wiley, New Jersey, 2007.
- [3] Firmo, J. P. and Correia, J. R., *Comportamento da ligação betão-CFRP a temperaturas elevadas: estudo experimental*, Construção Magazine, Vol. 64, pp. 16–20, 2014.
- [4] Firmo, J. P., *Comportamento ao fogo de vigas de betão armado reforçadas à flexão com laminados de fibras de carbono (CFRP)*, Dissertação para obtenção do grau de mestre em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico - Universidade de Lisboa, Lisboa, 2010.
- [5] Correia, J. R., *Perfis pultrudidos de fibra de vidro (GFRP) - Aplicação de vigas mistas GFRP-betão na construção*, Dissertação para obtenção do Grau de Mestre em Construção, Instituto Superior Técnico - Universidade de Lisboa, Lisboa, 2004.
- [6] CNR, *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures*, CNR-DT200/2013-R1, National Research Council - Advisory Committee on Technical Recommendations for Construction, Rome, Italy, 2013.
- [7] Correia, J. R., *Fibre-reinforced polymer (FRP) composites*, Materials for Construction and Civil Engineering, pp. 501–556, Materials for Construction and Civil Engineering: Science, Processing and Design. Springer, 2015.
- [8] Firmo, J. P., *Fire behaviour of reinforced concrete structures strengthened with CFRP strips*, Instituto Superior Técnico - Universidade de Lisboa, Tese para obtenção do grau de doutor em Engenharia Civil, Lisboa, 2015.
- [9] Pires, A. L. S., *Caracterização por análise térmica de adesivos estruturais usados na engenharia civil*, LNEC, 2008.
- [10] Klamer, E. L., *Influence of temperature on concrete beams strengthened in flexure with CFRP*, Tese para obtenção do grau de doutor em Engenharia Civil, Technische Universiteit Eindhoven, 2009.
- [11] Juvandes, L. F. P., *Reforço e reabilitação de estruturas de betão usando materiais compósitos de CFRP*, Tese apresentada para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Civil, Universidade do Porto Faculdade de Engenharia, 1999.
- [12] FIB, *Externally bonded FRP reinforcement for RC structures*, International Federation for Structural Concrete (FIB). Lausanne, Switzerland, 2001.
- [13] Al-Zaid, R. Z., Al-Negheimish, A. I., Al-Saawani, M. A. and El-Sayed, A. K., *Analytical study on RC beams strengthened for flexure with externally bonded FRP reinforcement*, Composites Part B: Engineering, Vol. 43, No. 2, pp. 129–141, Mar. 2012.
- [14] ACI committee 440, *Guide for the design and construction of externally bonded FRP systems for strengthening existing structures*, 2008.
- [15] Firmo, J. P. and Correia, J. R., *Fire protection of reinforced concrete structural elements strengthened with carbon fibre reinforced polymer (CFRP) systems; Task 2 - Thermophysical*

- and thermomechanical experiments on CFRP strengthening and fire protection materials, Lisboa, 2015.
- [16] CEN, *Eurocódigo 2 - Projecto de estruturas de betão, Parte 1-2: Regras gerais, Verificação da resistência ao fogo*, Comité Europeu de Normalização, Bruxelas, 2010.
- [17] Kodur, V. R., Bisby, L. A., Williams, B. K., Green, M. F. and Chowdhury, E., *Fire performance of FRP systems for infrastructure : a state-of-the-art report*, NRC Publications Archive (NPARC), 2005.
- [18] Bisby, L. A., *Fire behaviour of fibre-reinforced polymer (FRP) reinforced or confined concrete*, Tese para obtenção do grau de doutor em Engenharia Civil, Queen's University; Kingston, Ontario, 2003.
- [19] Bisby, L. A., Green, M. F. and Kodur, V. K. R., *Response to fire of concrete structures that incorporate FRP*, *Progress in Structural Engineering and Materials*, Vol. 7, No. 3, pp. 136–149, 2005.
- [20] Saafi, M., *Effect of fire on FRP reinforced concrete members*, *Composite Structures*, Vol. 58, No. 1, pp. 11–20, 2002.
- [21] Cao, S., Wu, Z. and Wang, X., *Tensile properties of CFRP and hybrid FRP composites at elevated temperatures*, *Journal of Composite Materials*, Vol. 43, No. 4, pp. 315–330, 2009.
- [22] Wang, K., Young, B. and Smith, S. T., *Mechanical properties of pultruded carbon fibre-reinforced polymer (CFRP) plates at elevated temperatures*, *Engineering Structures*, Vol. 33, No. 7, pp. 2154–2161, Elsevier Ltd, 2011.
- [23] Chowdhury, E. U., Eedson, R., Bisby, L. A., Green, M. F. and Benichou, N., *Mechanical characterization of fibre reinforced polymers materials at high temperature*, *Fire Technology*, Vol. 47, No. 4, pp. 1063–1080, 2011.
- [24] Yu, B. and Kodur, V., *Effect of temperature on strength and stiffness properties of near-surface mounted FRP reinforcement*, *Composites Part B*, Vol. 58, pp. 510–517, Elsevier Ltd, 2014.
- [25] Foster, S. K. and Bisby, L. A., *Fire survivability of externally bonded FRP strengthening systems*, *Journal of Composites for Construction*, Vol. 12, No. 5, pp. 553–561, 2008.
- [26] Gibson, A. G., Wu, Y.-S., Evans, J. T. and Mouritz, A. P., *Laminate theory analysis of composites under load in fire*, *Journal of Composite Materials*, Vol. 40, No. 7, pp. 639–658, 2006.
- [27] Mahieux, C. A., Reifsnider, K. L. and Case, S. W., *Property modeling across transition temperatures in PMC 's : Part I - Tensile Properties*, *Applied Composite Materials*, Vol. 42, pp. 217–234, 2001.
- [28] Moussa, O., Vassilopoulos, A. P., De Castro, J. and Keller, T., *Time-temperature dependence of thermomechanical recovery of cold-curing structural adhesives*, *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 35, pp. 94–101, Elsevier, 2012.
- [29] Mahieux, C. A. and Reifsnider, K. L., *Property modeling across transition temperatures in polymers: A robust stiffness - Temperature model*, *Polymer*, Vol. 42, No. 7, pp. 3281–3291, 2001.
- [30] Firmo, J. P., Correia, J. R. and Bisby, L. A., *Fire behaviour of FRP-strengthened reinforced*

- concrete structural elements: A state-of-the-art review*, Composites Part B, Vol. 80, pp. 198–216, 2015.
- [31] Al-Safy, R., Al-Mahaidi, R. and Simon, G. P., *Investigation of thermo-mechanical properties of adhesive used for bonding CF fabrics to concrete members using post-curing techniques*, Composites Part B: Engineering, Vol. 43, No. 8, pp. 2950–2959, Elsevier Ltd, 2012.
- [32] Bascom, W. D. and Cottingham, R. L., *Effect of temperature on the adhesive fracture behavior of an elastomer-epoxy resin*, The Journal of Adhesion, Vol. 7, No. 4, pp. 333–346, 1976.
- [33] Gao, W. Y., Teng, J. G., Dai, J., Asce, M. and Dai, J., *Effect of temperature variation on the full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints*, American Society of Civil Engineers., No. December, pp. 671–683, 2012.
- [34] Arruda, M. R. T., Firmo, J. P., Correia, J. R. and Tiago, C., *Numerical modelling of the bond between concrete and CFRP laminates at elevated temperatures*, Engineering Structures, Vol. 110, pp. 233–243, 2016.
- [35] Dai, J., Gao, W. Y., Teng, J. G. and Asce, M., *Bond-slip model for FRP laminates externally bonded to concrete at elevated temperature*, Journal of Composites for Construction, Vol. 17, No. 2, pp. 217–228, 2013.
- [36] Gamage, J. C. P. H., Wong, M. B. and Al-Mahadi, R., *Performance of CFRP strengthened concrete members under elevated temperatures*, Proceeding of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005), Hong Kong, 2005.
- [37] Wu, Z., Iwashita, K., Yagashiro, S., Ishikawa, T. and Hamaguchi, Y., *Temperature effect on bonding and debonding behavior between FRP sheets and concrete*, Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 54, No. 5, pp. 474–480, 2005.
- [38] Blontrock, H., *Analysis and modeling of the fire resistance of concrete elements with externally bonded FRP reinforcement*, Tese apresentada para obtenção do grau de Doutor em Engenharia Civil, Ghent University, Ghent, 2003.
- [39] Klamer, E. L., Hordijk, D. A. and Janssen, H. J. M., *The influence of temperature on the debonding of externally bonded CFRP*, Proceedings 7th Int. Symposium on Fiber Reinforcement Polymer Reinforcement for Concrete Structures (FRPRCS-7), pp. 1551–1570, 2005.
- [40] Leone, M., Matthys, S. and Aiello, M. A., *Effect of elevated service temperature on bond between FRP EBR systems and concrete*, Composites Part B: Engineering, Vol. 40, No. 1, pp. 85–93, Elsevier Ltd, 2009.
- [41] Firmo, J. P., Correia, J. R., Pitta, D., Tiago, C. and Arruda, M. R. T., *Experimental characterization of the bond between externally bonded reinforcement (EBR) CFRP strips and concrete at elevated temperatures*, Cement and Concrete Composites, Vol. 60, pp. 44–54, 2015.
- [42] Palmieri, A., Matthys, S. and Taerwe, L., *Bond behavior of NSM FRP bars at elevated temperatures*, In *First Middle East Conference on Smart Monitoring Assessment and Rehabilitation of Civil Structures (SMAR 2011)*, M. Motavalli, B. Havranek, E. Saqan, Dubai, 2011.

- [43] Yu, B. and Kodur, V. K. R., *Effect of high temperature on bond strength of near-surface mounted FRP reinforcement*, Composite Structures, Vol. 110, No. 1, pp. 88–97, 2014.
- [44] Firmo, J. P., Pitta, D., Correia, J. R., Tiago, C. and Arruda, M. R. T., *Bond behavior at high temperatures between near surface mounted (NSM) CFRP strips and concrete*, Journal of Composites for construction, 2014.
- [45] Dearing, M., *Brandversuche an Nachtraglich Verstärkten Tragern aus Beton*, Research report EMPA no. 148,795, Swiss Federal Laboratories for Materials Testing and Research, Dübendorf, 1994 .
- [46] Williams, B., Kodur, V., Green, M. F. and Bisby, L., *Fire endurance of fiber-reinforced polymer strengthened concrete T-Beams*, ACI Structural Journal, Vol. Volume 105, No. Issue 1, p. Pages 60-67, 2008.
- [47] Blontrock, H., Taerwe, L. and Vandeveld, P., *Fire tests on concrete beams strengthened with fibre composite laminates*, Proceedings of the third Ph.D. symposium, Vienna, 2000., 2000.
- [48] Firmo, J. P., Correia, J. R. and França, P., *Fire behaviour of reinforced concrete beams strengthened with CFRP laminates: Protection systems with insulation of the anchorage zones*, Composites Part B: Engineering, Vol. 43, No. 3, pp. 1545–1556, 2012.
- [49] Correia, J. R., Branco, F. A., Ferreira, J. G., Bai, Y. and Keller, T., *Fire protection systems for building floors made of pultruded GFRP profiles Part 1: Experimental investigations*, Composites Part B: Engineering, Vol. 41, No. 8, pp. 617–629, 2010.
- [50] Firmo, J. P. and Correia, J. R., *Fire behaviour of thermally insulated RC beams strengthened with EBR-CFRP strips: Experimental study*, Composite Structures, Vol. 122, pp. 144–154, 2015.
- [51] Palmieri, A., Matthys, S. and Taerwe, L., *Experimental investigation on fire endurance of insulated concrete beams strengthened with near surface mounted FRP bar reinforcement*, Composites Part B: Engineering, Vol. 43, No. 3, pp. 885-895, 2012.
- [52] Yu, B. and Kodur, V. K. R., *Fire behavior of concrete T-beams strengthened with near-surface mounted FRP reinforcement*, Engineering Structures, Vol. 80, pp. 350-361, 2014 .
- [53] Palmieri, A., Matthys, S. and Taerwe, L., *Fire endurance and residual strength of insulated concrete beams strengthened with near-surface mounted reinforcement.*, Journal of Composites for Construction., Vol. 17, No. 4, pp. 454-462, 2013.
- [54] Firmo, J. P. and Correia, J. R., *Fire behaviour of thermally insulated RC beams strengthened with NSM-CFRP strips: Experimental study*, Composites Part B: Engineering, Vol. 76, pp. 112–121, 2015.
- [55] Liu, F., Wu, B. and Wei, D., *Failure modes of reinforced concrete beams strengthened with carbon fiber sheet in fire*, Fire Safety Journal, Vol. 44, No. 7, pp. 941–950, Elsevier, 2009.
- [56] Kodur, V. K. R. and Ahmed, A., *Numerical Model for Tracing the Response of FRP-Strengthened RC Beams Exposed to Fire*, Journal of Composites for Construction, Vol. 14, No. 6, pp. 730–742, 2010.
- [57] Hawileh, R. A., Naser, M., Zaidan, W. and Rasheed, H. A., *Modeling of insulated CFRP-strengthened reinforced concrete T-beam exposed to fire*, Engineering Structures, Vol. 31, No.



- 12, pp. 3072–3079, 2009.
- [58] Dai, J. G., Gao, W. Y. and Teng, J. G., *Finite element modeling of insulated FRP-strengthened RC beams exposed to fire*, Journal of Composites for Construction, Vol. 19, No. 2, pp., 2015.
- [59] Ahmed, A. and Kodur, V. K. R., *Effect of bond degradation on fire resistance of FRP-strengthened reinforced concrete beams*, Composites Part B: Engineering, Vol. 42, No. 2, pp. 226–237, Elsevier Ltd, 2011.
- [60] Ahmed, A. and Kodur, V., *The experimental behavior of FRP-strengthened RC beams subjected to design fire exposure*, Engineering Structures, Vol. 33, No. 7, pp. 2201–2211, Elsevier Ltd, 2011.
- [61] Gao, W. Y., Dai, J.-G., Teng, J. G. and Chen, G. M., *Finite element modeling of reinforced concrete beams exposed to fire*, Engineering Structures, Vol. 52, pp. 488–501, 2013.
- [62] Firmo, J. P., Arruda, M. R. T., Correia, J. R. and Rosa, I. C., *Three-dimensional finite element modelling of the fire behaviour of insulated RC beams strengthened with EBR and NSM CFRP strips*, Composite Structures, pp. 1–13, Elsevier Ltd, 2017.
- [63] Firmo, J. P., Arruda, M. R. T., Correia, J. R. and Tiago, C., *Flexural behaviour of partially bonded carbon fibre reinforced polymers strengthened concrete beams: Application to fire protection systems design*, Materials and Design, Vol. 65, pp. 1064–1074, 2015.
- [64] Kodur, V. K. R., Bisby, L. A. and Green, M. F., *Preliminary guidance for the design of FRP-strengthened concrete members exposed to fire*, Journal of Fire Protection Engineering, Vol. 17, No. 1, pp. 5–26, 2007.
- [65] ISO 11357-1, *Plastics - Differential Scanning Calorimetry (DSC) - Part 1: General Principles*, International Organization for Standardization, 2009.
- [66] ASTM D 5379, *Standard Test Method for Shear Properties of Composite Materials by the V-Notched*, 2005.
- [67] Benedetti, A., Fernandes, P., Granja, J. L., Sena-Cruz, J. and Azenha, M., *Influence of temperature on the curing of an epoxy adhesive and its influence on bond behaviour of NSM-CFRP systems*, Composites Part B: Engineering, Vol. 89, pp. 219–229, Mar. 2016.
- [68] ISO 527-1, *Plastics — Determination of tensile properties - Part 1: General principles*, 1996.
- [69] EN ISO 527-2, *Determination of tensile properties of plastics - Test conditions for moulding and extrusion plastics*, 1996.
- [70] DIN EN 12615 - *Products and systems for the protection and repair of concrete structures - Test methods - Determination of slant shear strength*, 1999.
- [71] ASTM E1640, *Standard Test Method for Assignment of the Glass Transition Temperature By Dynamic Mechanical Analysis*, 2004.
- [72] SIMULIA; ABAQUS 6.11, *Analysis User's Manual*, Dassault Systèmes, Rhode Island, 2011.
- [73] Saidu, S. V., Hadjisophocleous, G. and Craft, S., *Fire safety - properties of materials at elevated temperatures*, CIB-W014, International Council for Research and Innovation in Building and Construction, Delft, 2010.