

**Estudo experimental sobre o efeito da temperatura na  
aderência entre betão e varões em compósito de GFRP**

**Luís Miguel Rosado Granadeiro**

Dissertação para a obtenção do Grau de Mestre em

**Engenharia Civil**

Orientador: Prof. Doutor João Pedro Ramôa Ribeiro Correia

Orientador: Doutor João Pedro Lage da Costa Firmo

**Júri**

Presidente: Prof. Albano Luís Rebelo da Silva das Neves e Sousa

Orientador: Doutor João Pedro Lage da Costa Firmo

Vogal: Prof. José Alexandre de Brito Aleixo Bogas

Junho de 2017





## Resumo

Os varões de materiais compósitos de polímero reforçado com fibras de vidro (GFRP) têm sido cada vez mais utilizados em estruturas de betão, tanto em construções novas, como no reforço de estruturas existentes, como substitutos do aço. Tal deve-se às suas vantagens, destacando-se a elevada resistência, a leveza, e sobretudo, a resistência à corrosão. Contudo, os compósitos de GFRP são materiais susceptíveis à temperatura: uma vez sujeitos a temperaturas moderadamente elevadas, sofrem redução de algumas propriedades mecânicas, como a resistência, a rigidez e a aderência, principalmente quando essas temperaturas se aproximam da temperatura de transição vítrea ( $T_g$ ) da matriz polimérica, que tipicamente se encontra entre 65 e 150 °C.

Nesta dissertação é apresentado um estudo experimental sobre o comportamento da aderência a temperaturas elevadas entre o betão e varões de GFRP com acabamento superficial em areia. Foram realizados ensaios de arrancamento a varões de GFRP, inseridos em provetes cilíndricos de betão, às temperaturas de 20 °C, 60 °C, 100 °C e 140 °C. Neste estudo, foram considerados dois comprimentos de aderência diferentes, correspondentes a 5 e 9 vezes o diâmetro dos varões. Os provetes foram primeiramente aquecidos até à temperatura desejada e depois carregados até à rotura. Durante os ensaios, foi medido o carregamento aplicado e o deslizamento dos varões nas pontas livre e carregada.

Os resultados obtidos confirmaram que ocorre uma redução significativa da resistência de aderência com a temperatura, em especial quando a temperatura se aproxima ou ultrapassa a  $T_g$  (98 °C). A rigidez da ligação GFRP-betão apresentou uma variação não monotónica com a temperatura, com aumentos (particularmente significativos a 60 °C) e reduções. Com base nos resultados obtidos, é proposto um modelo de tensão de aderência vs. deslizamento, através de um processo de ajuste dos resultados experimentais ao modelo BPE modificado. Foi ainda aplicado o modelo de degradação proposto por Gibson *et al.* aos resultados experimentais, que mostrou boa precisão para simular a redução da tensão de aderência GFRP-betão com a temperatura.

**Palavras-chave:** varões de GFRP; aderência GFRP-betão; temperaturas elevadas; ensaios de arrancamento; modelos tensão de aderência vs. deslizamento.



## Abstract

Glass fiber reinforced polymer (GFRP) rebars are being increasingly used as a substitute of steel, in new constructions and in the repair of existing ones. This is due to their advantages, which include high strength, lightness and especially corrosion resistance. However, these materials are susceptible to temperature: when subjected to moderately elevated temperatures, their mechanical properties, such as strength, stiffness and bond to concrete deteriorate, especially when temperatures approach or exceed the glass transition temperature ( $T_g$ ) of the polymeric matrix, which is usually in the range of 65 °C to 150 °C.

In the present study, experimental investigations were performed on GFRP sand coated rebars embedded in concrete cylinders with the main goal of studying the bond behaviour of the rebars to concrete at elevated temperatures. Pull-out tests were performed at temperatures of 20 °C, 60 °C, 100 °C and 140 °C. Two different bond lengths of the GFRP rebars were considered, corresponding to 5 and 9 times the diameter of the rebars. The experimental procedures were conducted by first heating the specimens to the target temperature and then loading them to failure. During the tests, the applied load and the slip of the rebars at both their loaded and free ends were measured.

The results obtained show a significant reduction of the bond strength between the rebars and concrete with the temperature increase, especially when temperatures approach or exceed the  $T_g$  (98 °C). The GFRP-concrete stiffness presented a non-monotonic variation with temperature, increasing (especially at 60 °C) and decreasing. From the results obtained, a bond vs. slip model is proposed based on a fitting procedure of the experimental data to the modified BPE model. Finally, the relaxation model proposed by Gibson *et al.* was applied to the experimental data and showed good accuracy in simulating the reduction with temperature of the bond strength between GFRP rebars and concrete.

**Keywords:** GFRP rebars; GFRP-concrete bond; elevated temperature; pull-out tests; bond-slip models.



## **Agradecimentos**

A presente dissertação é o culminar desta etapa da minha vida, que só foi possível devido a um conjunto de pessoas que directa ou indirectamente me ajudaram e incentivaram ao longo de toda a sua elaboração.

Quero dedicar um agradecimento especial aos Professores João Ramôa Correia e João Firmo por todo apoio e conhecimento transmitido ao longo de todo este processo. Em particular agradeço ao Professor João Ramôa Correia pela incrível disponibilidade, presença e motivação em todas as fases da dissertação. Ao Professor João Firmo deixo um agradecimento especial, por me ter acompanhado em todas as fases do trabalho de forma tão próxima e atenta, por toda a ajuda nos dias de laboratório, na preparação dos provetes, e na realização dos ensaios. Agradeço a ambos toda a ajuda e disponibilidade demonstrada, são para mim um exemplo.

Ao pessoal técnico do LERM, Fernando Costa, Fernando Alves, Pedro Sanches e Pedro Costa agradeço toda a ajuda na preparação dos provetes e dos ensaios.

À empresa *Unibetão* agradeço o fornecimento do betão.

À empresa *Hughes Brothers* agradeço o fornecimento dos varões de GFRP.

Queria agradecer a todos os meus amigos que me acompanharam e motivaram ao longo deste processo.

À minha família quero dedicar um agradecimento especial pela compreensão e paciência ao longo de todo curso, bem como o apoio incondicional em todos os aspectos da minha vida.





## Índice

1	Introdução .....	1
1.1	Enquadramento geral .....	1
1.2	Objectivos da dissertação e metodologia de investigação .....	2
1.3	Organização da dissertação .....	2
2	Estado da arte .....	5
2.1	Considerações iniciais .....	5
2.2	Características dos varões de GFRP .....	5
2.2.1	Composição .....	5
2.2.2	Processo de fabrico .....	8
2.2.3	Superfície dos varões e geometria .....	9
2.2.4	Características mecânicas .....	10
2.3	Efeito da temperatura nos compósitos de GFRP .....	11
2.3.1	Fibras de vidro .....	11
2.3.2	Matriz polimérica .....	11
2.3.3	Laminados e varões .....	12
2.4	Efeito da temperatura no betão .....	15
2.4.1	Resistência à compressão .....	15
2.4.2	Resistência à tracção .....	15
2.4.3	Módulo de elasticidade .....	16
2.5	Aderência aço-betão .....	17
2.5.1	Rotura e mecanismos de aderência .....	17
2.5.2	Modos de rotura aço-betão .....	18
2.5.3	Factores que influenciam a aderência .....	19
2.5.4	Caracterização experimental da aderência .....	20
2.5.5	Efeito da temperatura na aderência aço-betão .....	21
2.6	Aderência FRP-betão .....	22
2.6.1	Modos de rotura entre varões de GFRP e o betão .....	22
2.6.2	Factores que influenciam a aderência .....	23
2.6.3	Modelos analíticos para a aderência entre varões de GFRP e betão .....	25
2.6.4	Determinação da tensão de aderência .....	28
2.6.5	Recomendações regulamentares .....	28
2.6.6	Aderência entre varões de GFRP e betão à temperatura ambiente .....	31
2.6.7	Efeito da temperatura na aderência GFRP-betão .....	33
2.7	Considerações finais .....	38
3	Programa Experimental .....	41
3.1	Objectivos do programa experimental .....	41
3.2	Plano de ensaios .....	41

3.3	Materiais utilizados .....	42
3.3.1	Betão .....	42
3.3.2	Varões de GFRP .....	42
3.4	Ensaio de arrancamento.....	45
3.4.1	Geometria dos provetes .....	45
3.4.2	Preparação dos provetes .....	45
3.4.3	Esquema de ensaio e instrumentação .....	47
3.4.4	Procedimento experimental.....	48
4	Resultados e discussão .....	51
4.1	Considerações iniciais .....	51
4.2	Curvas força vs. deslocamento .....	51
4.3	Curvas tensão média de aderência vs. deslizamento.....	53
4.4	Modos de rotura e observações visuais.....	54
4.5	Resistência de aderência .....	56
4.6	Comparações com outros autores .....	57
4.7	Modelação das curvas tensão média de aderência vs. deslocamento.....	58
4.8	Modelo de degradação.....	61
4.9	Considerações finais .....	62
5	Conclusão e perspectivas de desenvolvimentos futuros.....	63
5.1	Conclusões do trabalho realizado .....	63
5.2	Perspectivas de desenvolvimentos futuros .....	64
6	Bibliografia .....	65
Anexos.....		68
Anexo I .....		68
Anexo II .....		69
Anexo III .....		71
Anexo IV.....		73

## Índice de figuras

Figura 1 - Diagrama tensão-extensão de diferentes tipos de fibras, do aço A500 e de aço pré-esforçado.....	7
Figura 2 - Disposição típica das camadas de compósito pultrudido de GFRP.....	8
Figura 3 - Esquema das etapas do processo de pultrusão.....	9
Figura 4 - Diferentes geometrias de varões de FRP: a) recta, b) recta com cabeça de ancoragem e dobrada, c) em U e d) em gancho.....	9
Figura 5 – Diferentes acabamentos superficiais de varões de FRP: a) nervurado, b) revestido a areia e c) enrolado e revestido a areia.....	10
Figura 6 - Efeito da temperatura na perda de resistência à tracção de fibras de vidro de classe E ....	11
Figura 7 - Variação do módulo de elasticidade das resinas de poliéster e viniléster com a temperatura.....	12
Figura 8 - Efeito da temperatura na resistência à compressão em laminados de GFRP.....	12
Figura 9 - Efeito da temperatura na resistência à tracção em laminados de GFRP.....	13
Figura 10 - Curvas força-deslocamento representativas das várias séries de temperaturas.....	13
Figura 11 - Resistência à tracção em função da temperatura.....	13
Figura 12 - Comparação do efeito da temperatura na resistência à tracção e compressão de um perfil de GFRP.....	14
Figura 13 – Comparação da tracção e módulo de elasticidade para varões de FRP com as previsões de Saafi: a) tensão normalizada com aumento da temperatura; b) módulo de elasticidade normalizado com aumento da temperatura.....	14
Figura 14 - Variação da resistência à compressão relativa com a temperatura do betão corrente.....	15
Figura 15 - Variação da resistência à tracção relativa com a temperatura do betão corrente.....	16
Figura 16 - Variação do módulo de elasticidade do betão corrente com a temperatura.....	16
Figura 17 - Mecanismos de transferência da tensão de aderência.....	17
Figura 18 - Transmissão de forças entre o aço e o betão e desenvolvimento de fendas: a) fendilhação cónica no topo das nervuras; b) tensões de tracção circunferenciais no betão.....	18
Figura 19 - Modos de rotura dos varões: a) Secção transversal do betão armado em que aparecem possíveis fissuras; b) rotura por arrancamento do varão.....	19
Figura 20 – À esquerda: representação de um esquema de ensaio de arrancamento; à direita: esquema de ensaio de arrancamento.....	20
Figura 21 - Tensão de aderência normalizada e limite superior e inferior proposto.....	22
Figura 22 - Representação da distribuição de tensões normais na secção transversal de um varão de FRP sujeito a uma carga axial.....	23
Figura 23 - Influência do comportamento de amarração de um varão de GFRP na tensão de aderência média.....	24
Figura 24 - Modelo BPE.....	26
Figura 25 - Modelo BPE modificado.....	27
Figura 26 – Curva genérica de tensão de aderência-deslizamento típica para varões de GFRP nervurados.....	32

Figura 27 - Curvas tensão-deslizamento para varões de GFRP nervurados com diferentes diâmetros, Legenda: diâmetro nominal (mm) – Número do provete – tipo de betão .....	33
Figura 28 - Diferentes varões e coberturas.....	33
Figura 29 - Efeito da temperatura na tensão de aderência para varões de GFRP com diferentes revestimentos (● ensaios STRL; ○ ensaios SLRT).....	34
Figura 30 - Curvas P-s para os varões de GFRP testados a diferentes temperaturas .....	35
Figura 31 - Comparação dos resultados experimentais com os previstos pelos modelos.....	37
Figura 32 - Tensão de aderência normalizada e módulo de armazenamento normalizado vs. temperatura: a) varão revestido com enrolamento helicoidal e areia fina b) varão revestido com areia .....	37
Figura 33 - Perda de tensão de aderência de varões de GFRP em ambiente seco após 120 e 240 dias de cura para diferentes diâmetros .....	38
Figura 34 - Curvas tensão de aderência versus deslizamento para varões de GFRP de 8 mm a diferentes temperaturas.....	38
Figura 35 – a) Determinação da temperatura de transição vítrea de acordo com a norma ASTM E1640; b) Variação do módulo de armazenamento em função da temperatura para os vários ensaios realizados .....	43
Figura 36 – Resultados dos ensaios de tracção em varões de GFRP para diferentes temperaturas – a) Resistência à tracção; b) Módulo de elasticidade.....	44
Figura 37 – Dimensões e pormenor da colocação dos termopares nos provetes de betão cilíndricos	45
Figura 38 – esquerda: pormenor do tubo metálico; direita: injeção da resina que garante a aderência entre o tubo e o varão .....	46
Figura 39 – Pormenor do tubo de PVC que impede a aderência do varão ao betão e termopar seguro pela braçadeira plástica.....	46
Figura 40 – Pormenor das caixas de cofragem e alinhamento dos varões no tubo de PVC .....	47
Figura 41 – Esquerda: todos os provetes realizados para os ensaios de arrancamento e de caracterização do betão; direita: provetes após descofragem.....	47
Figura 42 – Esquema de ensaio com pormenor do interior e exterior da câmara térmica (adaptado de [54]).....	48
Figura 43 – Foto ilustrativa do ensaio a temperatura ambiente.....	49
Figura 44 – Curvas de aquecimento da interface varão-betão e do ar da câmara para as diferentes temperaturas de ensaio.....	49
Figura 45- Curvas força vs. deslocamento da máquina de ensaios para comprimento de aderência de 5d e 9d.....	52
Figura 46 - Curvas tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta livre representativas para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência estudados. ....	53
Figura 47 - Curvas tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada para comprimentos de aderência de 5d e 9d .....	54
Figura 48 - Deslizamento visível da ponta livre do varão observada em todos os ensaios (exemplo do ensaio do provete T60_9d_P1) .....	55

Figura 49 - À esquerda, provete seccionado longitudinalmente onde são visíveis grãos de areia resultantes do desgaste da superfície do varão; à direita, desgaste completo da camada de revestimento de areia do varão (exemplo do ensaio T60_5d_P2) .....	55
Figura 50 - Força normalizada para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência .....	56
Figura 51 - Tensão de aderência média para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência .....	57
Figura 52 - Valores da tensão de aderência média e módulo de armazenamento normalizados em função da temperatura .....	57
Figura 53 - Comparação dos diferentes resultados experimentais.....	58
Figura 54 - Comparação dos resultados experimentais com.....	58
Figura 55 - Curvas da relação tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada dos ensaios experimentais para todas as temperaturas e comprimentos de aderência e curva do modelo proposto.....	60
Figura 56 - Tensão de aderência média normalizada vs temperatura: resultados experimentais e curvas do modelo .....	62



## Índice de Tabelas

Tabela 1 - Propriedades físicas, mecânicas e térmicas das fibras mais comuns.....	6
Tabela 2 - Propriedades físicas e mecânicas das resinas termoendurecíveis .....	8
Tabela 3 - Propriedades físicas, mecânicas e térmicas dos FRP.....	10
Tabela 4 - Resultados da tensão de aderência à temperatura ambiente, tensão de aderência residual a temperaturas superiores a 200°C e percentagem de perda de tensão de aderência .....	34
Tabela 5 – Propriedades mecânicas do betão com diferentes idades (média ± desvio padrão) .....	42
Tabela 6 – Propriedades mecânicas dos varões estudados de acordo com o fabricante .....	43
Tabela 7 – Resultados dos ensaios de DMA com base na curva do módulo de armazenamento .....	44
Tabela 8 – Resultados dos ensaios de tracção em varões de GFRP .....	44
Tabela 9 - Rigidez média global obtida dos gráficos força vs. deslocamento da máquina e rigidez global normalizada ao resultado obtido a 20 °C.....	52
Tabela 10 - Rigidez média de aderência obtida dos gráficos tensão de aderência média vs. deslizamento ponta livre e rigidez normalizada ao resultado obtido a 20 °C. ....	53
Tabela 11 - Parâmetros do modelo aplicado aos resultados experimentais da relação tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada para todas as temperaturas e comprimentos de aderência, com indicação do erro percentual absoluto médio (AMPE) .....	61
Tabela I.1 - Resultados dos ensaios de caracterização do betão aos 28 dias de idade .....	68
Tabela I.2 – Resultados dos ensaios de caracterização do betão aos 111 dias de idade .....	68



# 1 Introdução

## 1.1 Enquadramento geral

Desde o início do século passado, a indústria da construção tem utilizado o betão armado como principal material estrutural. A utilização combinada dos materiais aço e betão permitiu a construção de estruturas menos frágeis do que as de betão simples e menos susceptíveis à corrosão do que as estruturas metálicas. Em todo o caso, ao longo do tempo, verificou-se um aumento dos custos associados à reparação e manutenção das estruturas de betão armado, devido aos problemas de durabilidade deste material, originados principalmente pela corrosão do aço. Estes problemas tiveram um efeito impulsionador no desenvolvimento de soluções mais leves, menos susceptíveis aos efeitos dos agentes agressivos e com menor necessidade de manutenção.

Neste contexto, no início da década de 1950, surgiram as primeiras aplicações de materiais compósitos reforçados com fibras (FRP's, do inglês "*Fiber Reinforced Polymers*") na indústria da construção. Estes materiais, já conhecidos e utilizados noutras áreas da engenharia, como a engenharia mecânica, naval e aeroespacial, são constituídos por fibras unidas por uma matriz polimérica e apresentam, comparativamente ao aço, as seguintes vantagens: (i) elevada resistência mecânica; (ii) elevada resistência à corrosão; e (iii) maior facilidade de transporte e aplicação devido à maior leveza [1]. As principais aplicações destes materiais compósitos na indústria da construção incluem o reforço de elementos estruturais, principalmente de betão armado, como o reforço de pilares ao esforço axial ou de vigas à flexão e esforço transversal, e ainda como armadura interna para elementos de betão armado.

Apesar das vantagens dos compósitos FRP referidas acima, que os tornam uma alternativa interessante face à solução tradicional de armadura em aço, estes materiais apresentam um custo inicial superior, o que limita uma utilização mais generalizada. Outro aspecto negativo destes materiais, e de muita relevância para aplicações estruturais, é o facto de apresentarem uma rotura frágil. Para além disso, verifica-se que em elementos de betão armados com varões de FRP, a rotura ocorre, por vezes, devido à dificuldade de ligação/aderência dos varões ao betão, pelo que, nestes casos, a elevada resistência à tracção que este material apresenta não é completamente explorada. No caso dos varões de FRP com fibras de vidro (GFRP, do inglês "*Glass Fiber Reinforced Polymers*"), refere-se ainda que o seu reduzido módulo de elasticidade acarreta dificuldades no que se refere ao dimensionamento em serviço, nomeadamente no controlo da abertura de fendas e deformações máximas. Não obstante estas limitações, a existência de um número considerável de estudos nesta área (ex: [2] ou [3]) permitiu a elaboração de regulamentos e recomendações de dimensionamento que permitem a construção de estruturas com um comportamento adequado (quer em estados limites últimos, quer em situações de serviço).

Um dos principais problemas no uso destes materiais prende-se com o seu comportamento quando sujeitos a temperaturas elevadas (por exemplo, em situações de incêndio). Quando é atingida a

temperatura de transição vítrea ( $T_g$ ) da matriz (que geralmente varia entre 80 e 150 °C), ocorre uma alteração do estado físico do material, que passa do estado vítreo para o viscoso, e à qual está associada uma diminuição considerável das suas propriedades mecânicas (resistência e módulo de elasticidade) e de aderência ao betão, podendo colocar em risco a segurança da estrutura da qual fazem parte. O efeito da temperatura no comportamento de elementos de betão armado com varões de GFRP é de grande relevância, principalmente nas construções em que a acção do incêndio tem de ser considerada em projecto, isto é, em edifícios. Sendo este aspecto importante no comportamento das estruturas de betão armado, existe, contudo, uma escassez de estudos sobre este tópico, sendo este o principal factor que motivou a realização desta dissertação.

## **1.2 Objectivos da dissertação e metodologia de investigação**

Esta dissertação, desenvolvida no âmbito do projecto de investigação *FireComposite* (financiado pela Fundação para a Ciência e a Tecnologia - FCT), tem como objectivo estudar o efeito da temperatura na aderência entre betão e varões de GFRP. Para tal, foram realizados ensaios de arrancamento de varões de GFRP embebidos em provetes cilíndricos de betão a temperaturas compreendidas entre 20 e 140 °C. Nestes ensaios, para além do efeito da temperatura, foi avaliada a influência do comprimento aderente (5 ou 9 vezes o diâmetro dos varões) nas seguintes propriedades da ligação betão-GFRP: (i) resistência; (ii) rigidez; (iii) forma das curvas “tensão média de aderência vs. deslizamento” e (iv) modo de rotura.

O programa experimental incluiu ainda ensaios de caracterização aos materiais constituintes. Para o betão, foram realizados ensaios em estado endurecido para avaliar as resistências à compressão e à tracção e o módulo de elasticidade. Foram ainda realizadas análises mecânicas dinâmicas (DMA) aos varões de GFRP, para determinar a sua temperatura de transição vítrea, e ensaios de tracção a temperaturas entre 20 e 250 °C, para determinar a sua resistência e módulo de elasticidade em função da temperatura.

## **1.3 Organização da dissertação**

A presente dissertação está organizada em cinco capítulos. Seguidamente, procede-se à descrição sumária do conteúdo de cada capítulo.

No presente capítulo, apresenta-se uma introdução inicial ao tema desenvolvido, descrevem-se os objectivos do trabalho realizado e a metodologia utilizada para os alcançar.

O segundo capítulo inicia-se com a descrição das principais características dos materiais FRP, com particular foco nos GFRP. Seguidamente, procede-se à revisão da literatura no que se refere ao efeito da temperatura nos materiais utilizados no âmbito desta dissertação: betão e GFRP. Neste capítulo, é também caracterizada a aderência entre o betão e varões de aço ou GFRP, bem como o efeito da temperatura nas propriedades da ligação entre esses materiais.

No terceiro capítulo, descreve-se o programa experimental realizado no âmbito da presente dissertação, em particular as séries experimentais, os materiais utilizados, o esquema de ensaio e o procedimento adoptado.

No quarto capítulo, são apresentados e discutidos os resultados experimentais obtidos na campanha experimental descrita, sendo efectuada uma comparação com os resultados da literatura.

Finalmente, no quinto capítulo, apresentam-se as principais conclusões obtidas no trabalho desenvolvido, sugerindo-se igualmente alguns aspectos que merecem ser abordados em estudos futuros.



## **2 Estado da arte**

### **2.1 Considerações iniciais**

O principal objectivo do presente capítulo é descrever o estado actual do conhecimento científico sobre a aderência entre varões de materiais compósitos reforçados com fibras (FRP), em particular com fibras de vidro (GFRP). Inicialmente, apresentam-se as principais características dos varões de GFRP, secção 2.2, e o efeito da temperatura nestes materiais compósitos, secção 2.3. Seguidamente, na secção 2.4, sintetiza-se o efeito da temperatura nas principais propriedades mecânicas do betão e, na secção 2.5, caracteriza-se a aderência entre varões de aço e betão, abordando-se igualmente o efeito da temperatura na interacção entre os dois materiais. Importa referir que o tópico da aderência aço-betão, apesar de não estar directamente relacionado com a presente dissertação, encontra-se profundamente estudado na bibliografia e permite introduzir o tema da interacção betão-armadura (independentemente do material), em particular sobre os mecanismos de aderência e os principais factores que a influenciam. Finalmente, na secção 2.6, apresenta-se uma síntese do estado actual do conhecimento relativamente ao comportamento da aderência entre varões de FRP e o betão, dando-se especial ênfase aos trabalhos sobre a ligação entre varões de GFRP e o betão a temperaturas elevadas.

### **2.2 Características dos varões de GFRP**

#### **2.2.1 Composição**

Os materiais compósitos FRP são constituídos por dois componentes principais: as fibras e a matriz polimérica. Podem ainda ser incorporados aditivos com o objectivo de otimizar as suas propriedades (por exemplo, aceleradores) e *fillers*. Os tipos de fibras mais comuns nos materiais compósitos utilizados na indústria da construção são o vidro, o carbono e a aramida; os compósitos constituídos por estes tipos de fibras têm a designação de GFRP (*glass fibre reinforced polymers*), CFRP (*carbon fibre reinforced polymers*) e AFRP (*aramid fibre reinforced polymers*), respectivamente. Nas secções seguintes descrevem-se as principais características destes componentes.

##### **2.2.1.1 Fibras**

As fibras, sendo a componente que confere resistência e rigidez, correspondem ao elemento principal dos materiais compósitos FRP, podendo constituir entre 30 a 70% do volume total do compósito. Um dos factores de maior relevância no comportamento do material é a orientação das fibras, uma vez que a resistência destas é máxima na sua direcção longitudinal. O desempenho das fibras depende ainda de parâmetros como a forma, o tipo de fibras, o comprimento, o teor e a composição química [1]. Na tabela 1 apresentam-se as principais propriedades dos três tipos de fibras mais comuns (vidro, carbono e aramida).

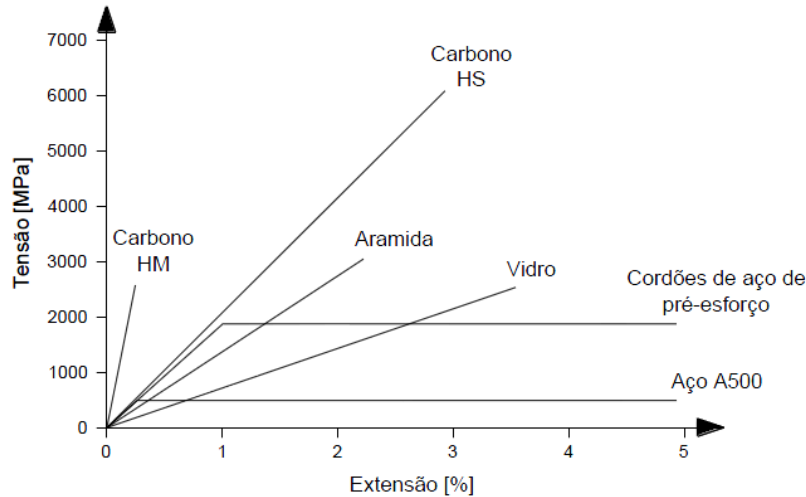
**Tabela 1 - Propriedades físicas, mecânicas e térmicas das fibras mais comuns (adaptado de [1])**

Propriedades	Designação	Unidades	Vidro-E	Vidro-S	Vidro-AR	Carbono	Aramida
Mecânicas	Resistência à tracção	MPa	3450	4580	1800 - 3500	2500 - 4000	3620
	Módulo de elasticidade	GPa	72,4	85,5	70 - 76	240 - 650	124
	Extensão de rotura	%	2,4	3,3	2,0 – 3,0	0,5 – 1,1	2,2
	Coeficiente de Poisson	-	0,22	0,22	-	0,2	0,35
Físicas	Densidade	g/cm <sup>3</sup>	2,5	2,5	2,27	1,75 – 1,95	1,4
Térmicas	Coef. de dilatação térmica	10 <sup>-6</sup> / °C	5	2,9	-	-1,2 a -0,1	-2,0

Dos três tipos de fibras referidos, as fibras de vidro são as mais utilizadas na construção devido à sua resistência elevada e reduzido custo comparativamente aos outros tipos. Existem diferentes classes de fibras de vidro (exemplos: classes E, S, AR, C), que diferem nos valores de resistência à tracção e na durabilidade. As principais desvantagens destas fibras são o reduzido módulo de elasticidade, a reduzida resistência à humidade e a ambientes alcalinos e a susceptibilidade à rotura por fluência ([4] e [5]).

As fibras de carbono caracterizam-se por elevados valores de resistência à tracção, módulo de elasticidade e por apresentarem reduzida massa volúmica. Como desvantagens destacam-se o custo elevado e a reduzida resistência na direcção radial (devido seu comportamento anisotrópico). As fibras de aramida são mais resistentes que as de vidro e apresentam um módulo de elasticidade superior, contudo, devido ao seu elevado custo, são pouco utilizadas na construção civil. Estas fibras têm sido utilizadas sobretudo para aplicações industriais, como o fabrico de coletes à prova de bala, uma vez que apresentam uma capacidade de absorção de energia elevada; a sua resistência à compressão é reduzida (500 a 1000 MPa) quando comparada com a sua resistência à tracção; são susceptíveis à rotura por fluência e apresentam maior sensibilidade à radiação ultravioleta.

Na figura 1 apresenta-se um gráfico tensão-deformação, onde é feita a comparação entre os três tipos de fibras referidos e ainda o aço convencional e aço de pré-esforço.



**Figura 1 - Diagrama tensão-extensão de diferentes tipos de fibras, do aço A500E e de aço pré-esforçado [1]**

Da observação da figura verifica-se que as fibras de carbono, vidro e aramida, ao contrário do aço, apresentam um comportamento linear até à rotura. Verifica-se também que os valores de tensão de rotura são bastante superiores aos atingidos pelo aço ordinário (A500).

### 2.2.1.2 Matriz polimérica

A matriz polimérica é constituída por três componentes: resina, *fillers* e aditivos. Na campanha experimental desenvolvida nesta dissertação a matriz dos varões é constituída por uma resina polimérica.

As resinas podem ser divididas em termoendurecíveis e termoplásticas. As primeiras caracterizam-se por exibirem uma rede tridimensional de ligações moleculares que tornam o material rígido e mais resistente ao calor. Este tipo de resinas não pode ser reaquecido para ser moldado a uma nova forma. As resinas termoendurecíveis mais vulgarmente utilizadas em FRP's são as de poliéster, epóxicas, de viniléster e fenólicas. Na tabela 2 apresentam-se as características das principais resinas utilizadas em FRP's. As resinas termoplásticas, ao contrário das termoendurecíveis, podem ser aquecidas e moldadas consecutivamente sem perda das suas características.

Tendo os FRP's melhor comportamento quando solicitados à tracção, são as fibras que resistem à maior parte das solicitações mecânicas; contudo, a matriz desempenha funções importantes, nomeadamente as seguintes [6]:

- Redistribuir as cargas pelas fibras por adesão;
- Evitar a encurvadura das fibras quando sujeitas à compressão;
- Impedir deslocamentos horizontais e transversais das fibras por propagação de microfissuração, ou seja, aumentar a tenacidade do material;
- Proteger as fibras das agressões exteriores (físicas e químicas);
- Assegurar a posição e orientação das fibras.

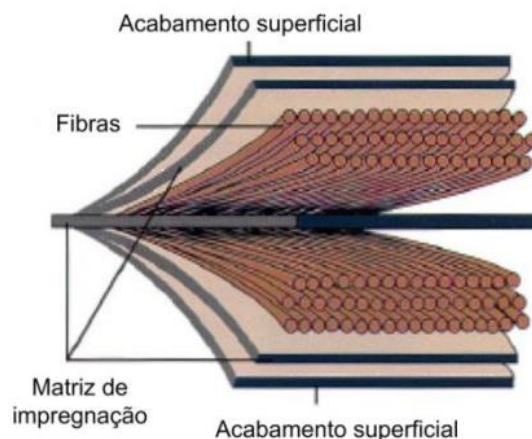
**Tabela 2 - Propriedades físicas e mecânicas das resinas termoendurecíveis (adaptado de [1])**

Propriedades	Unidades	Poliéster não-saturado	Viniléster	Epóxida	Fenólicas
Resistência à tracção	MPa	20 – 100	68 - 90	55 – 130	30 - 50
Módulo de elasticidade	GPa	2,0 – 4,1	3,5 – 5,2	2,0 – 4,1	3,6
Extensão na rotura	%	1,0 – 6,0	3,0 – 5,2	1,0 – 9,0	1,8 – 2,5
Massa volúmica	g/cm <sup>3</sup>	1,2 – 1,3	1,12 – 1,16	1,2 – 1,3	1,00 – 1,25
Temperatura de transição vítrea	°C	55 - 120	102 – 280	50 - 270	260

A matriz pode ainda conter, como referido, filler e aditivos. Fillers são produtos quimicamente inertes que permitem melhorar o comportamento em situação de incêndio uma vez que diminuem a quantidade de matéria orgânica da matriz [1]. Os aditivos modificam as propriedades da matriz tendo como objectivos a diminuição do teor de vazios; diminuição da retracção, aumento da dureza entre outros [7]. É necessário ter em consideração que a incorporação de aditivos pode alterar as propriedades mecânicas e físicas dos FRP [8].

### 2.2.2 Processo de fabrico

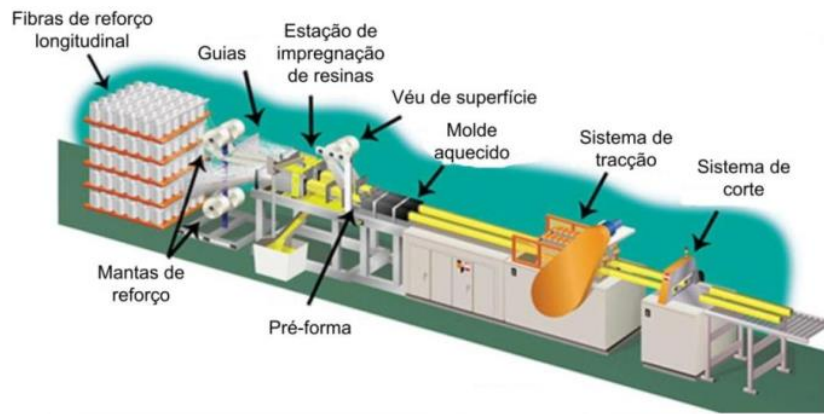
O processo de pultrusão foi desenvolvido na década de 1950 nos E.U.A. Este é o processo de fabrico mais utilizado na produção varões de GFRP, uma vez que é economicamente viável e apresenta elevada consistência na qualidade do produto [9]. Este processo de fabrico permite a produção de peças (figura 2) com várias formas e tamanhos, mas com secção transversal constante [10], aberta ou fechada. O processo de fabrico é contínuo, de elevada produtividade e reduzida necessidade de mão-de-obra.



**Figura 2 - Disposição típica das camadas de compósito pultruído de GFRP [1]**

O processo de pultrusão, esquematizado na figura 3, consiste no embebimento de fibras na resina que estão colocadas num banho aberto ou são injectadas para o interior de uma fieira aquecida (que define a forma do varão). Após a impregnação da resina, procede-se à cura e posterior arrefecimento da peça, que é traccionada simultaneamente e de forma contínua. O fim do processo termina com o corte do perfil/varão. O comprimento do perfil/varão é a única componente limitativa do processo, uma vez que a dimensão está limitada à capacidade do transporte.

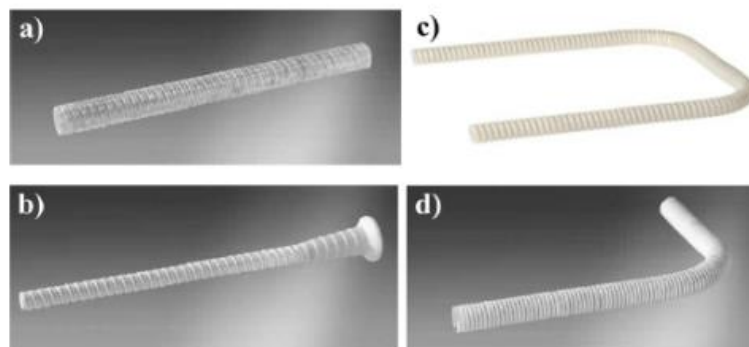




**Figura 3 - Esquema das etapas do processo de pultrusão [1]**

### 2.2.3 Superfície dos varões e geometria

Em termos de geometria (figura 4), geralmente, os varões comercializados são rectilíneos com o objectivo de resistir a esforços axiais, mas podem também ser produzidos varões dobrados para serem utilizados com armadura de esforço transverso. A dobragem dos varões de FRP tem de ocorrer antes da cura completa dos mesmos. Devido ao facto de a resina ser termoendurecível, depois do processo de cura, torna-se impossível alterar a forma, porque o material torna-se rígido. O reaquecimento e posterior dobragem não é uma opção viável, uma vez que tal procedimento iria provocar a decomposição (de forma irreversível) da resina. Os varões de FRP comercializados têm diâmetros que variam entre 6 mm e 36 mm, e comprimentos variáveis entre 10 m e 16 m.



**Figura 4 - Diferentes geometrias de varões de FRP: a) recta, b) recta com cabeça de ancoragem e dobrada, c) em U e d) em gancho [10]**

O acabamento superficial dos varões (figura 5) tem uma influência considerável na aderência ao betão (tal como será detalhado na secção 2.6.2.2), uma vez que dele depende a aderência mecânica, e pode apresentar diferentes texturas: (i) liso; (ii) nervurado; (iii) revestido com areia, que pode variar de dimensão do agregado (grosso ou fino); e (iv) com fibras enroladas em forma helicoidal (por vezes, em conjunto com uma camada de areia).

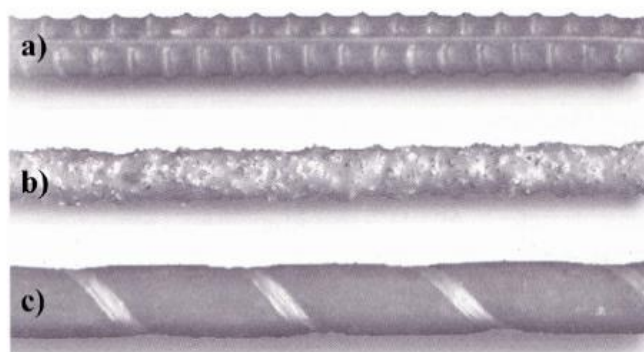


Figura 5 – Diferentes acabamentos superficiais de varões de FRP: a) nervurado, b) revestido a areia e c) enrolado e revestido a areia [10]

### 2.2.4 Características mecânicas

As características mecânicas dos varões de FRP dependem de diversos factores entre os quais os seguintes: tipo de resina, volume, orientação e tipo de fibras e o controlo de qualidade durante o fabrico. Apresenta-se na tabela 3 os valores das principais características físicas e mecânicas dos FRP's mais comuns.

Tabela 3 - Propriedades físicas, mecânicas e térmicas dos FRP (adaptado de [1])

Propriedades		Unidades	GFRP	CFRP	AFRP
Densidade		g/cm <sup>3</sup>	1,25 – 2,1	1,50 – 1,60	1,25 – 1,4
Teor em fibras		%	50 – 60	50 – 60	-
Coef. de dilatação térmica	Axial	x10 <sup>-6</sup> / °C	6,0 – 10,0	-9,0 a 0,0	-6,0 a -2,0
	Transversal		21,0 – 23,0	74,0 – 104,0	60,0 – 80,0
Resistência à tracção axial		MPa	483 – 1600	600 – 3690	1720 – 2540
Módulo de elasticidade axial		GPa	35 – 51	120 – 580	41 – 125
Extensão na rotura axial		%	1,2 – 3,1	0,5 – 1,7	1,9 – 4,4

Os varões de FRP, em geral, apresentam um comportamento anisotrópico. Consequentemente, as suas propriedades na direcção axial são consideravelmente superiores às propriedades na direcção transversal às fibras. Comparativamente aos varões de aço, os varões de FRP apresentam valores de tensão última superiores, sendo este um dos aspectos mais interessantes destes materiais.

Contudo, os FRP's apresentam um comportamento linear-elástico até à rotura, ou seja, apresentam rotura frágil. Este comportamento não dúctil, contrário ao do aço, constituiu uma preocupação para aplicações em construções localizadas em zonas sísmicas, onde a capacidade de dissipação de energia é geralmente necessária para assegurar um comportamento estrutural adequado. Outra desvantagem dos FRP's (e sobretudo dos GFRP's) relativamente ao aço é o reduzido módulo de elasticidade - os varões de GFRP apresentam valores do módulo entre 15% a 20% dos do aço. Este aspecto é extremamente relevante para o dimensionamento de estruturas de betão armado, uma vez que pode originar problemas de deformação e fendilhação excessivas em serviço. Outro problema associado às fibras de vidro é o facto de estas serem especialmente sensíveis à humidade, especialmente em meios de elevada alcalinidade ([4] e [5]).

## 2.3 Efeito da temperatura nos compósitos de GFRP

### 2.3.1 Fibras de vidro

Feih *et al.* [11] caracterizaram a resistência das fibras de vidro da classe E isoladas, para temperaturas entre 100 °C e 650 °C e tempos de aquecimento de 5 a 120 minutos. Segundo os autores, a redução da resistência das fibras, ilustrada na figura 6, deve-se ao crescimento dos defeitos superficiais das fibras com a temperatura, e não a mudanças físicas na estrutura do material. Assim, apesar de apresentarem maior resistência a temperaturas elevadas que a resina polimérica, também as fibras são afectadas a temperaturas inferiores à de amolecimento (geralmente entre 800 °C e 900 °C). Conclui-se que as fibras de vidro comprometem também as propriedades do compósito quando sujeitas a temperaturas elevadas.

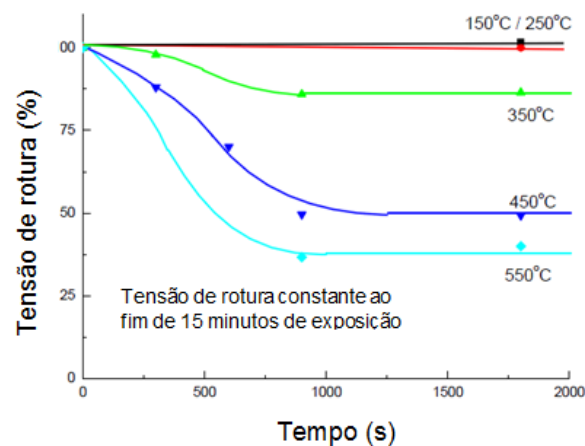


Figura 6 - Efeito da temperatura na perda de resistência à tracção de fibras de vidro de classe E (adaptado de [11])

### 2.3.2 Matriz polimérica

Como referido na secção 2.2.1.2, a matriz é responsável pela distribuição de esforços entre as fibras. Sendo esta geralmente composta por material orgânico, é susceptível ao efeito de degradação de temperaturas elevadas. Com a aproximação da temperatura de transição vítrea, a matriz polimérica sofre grandes alterações, perdendo rigidez e resistência à tracção. Gibson e Mouritz [12] realizaram estudos com o objectivo de determinar a variação do módulo de elasticidade com a temperatura para resinas de poliéster e viniléster. Os resultados obtidos no estudo (figura 7) mostram que ambas as resinas apresentam um comportamento semelhante com a temperatura. Contudo, o módulo de elasticidade da resina de poliéster diminui para temperaturas inferiores (80 °C) à da resina de viniléster (90 °C), o que mostra que a  $T_g$  da primeira é inferior à da segunda.

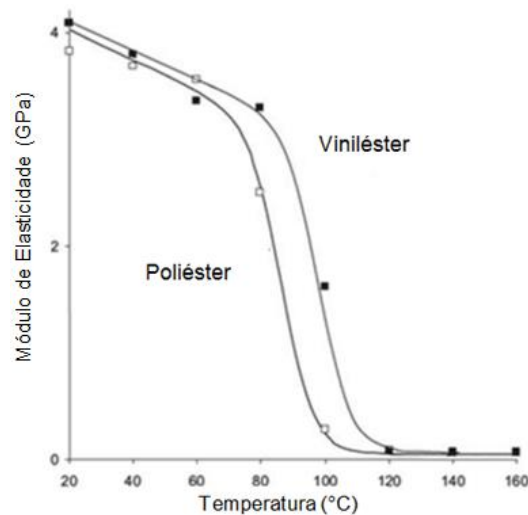


Figura 7 - Variação do módulo de elasticidade das resinas de poliéster e viniléster com a temperatura (adaptado de [6])

### 2.3.3 Laminados e varões

Feih *et al.* [12] realizaram ensaios à tração e compressão a laminados de GFRP a temperaturas elevadas (até 300 °C). As figuras 8 e 9 ilustram os resultados obtidos neste estudo.

Na figura 8 os valores de resistência estão normalizados para uma resistência à compressão a temperatura ambiente de 435 MPa. Na figura é possível observar que ocorre uma redução acentuada da resistência à compressão para temperaturas superiores a 50 °C. Para temperaturas superiores a 150 °C a resistência à compressão do laminado reduz-se para 2% da resistência à temperatura ambiente. Na figura 9 foi obtida uma curva, com recurso à regra da mistura, que decresce gradualmente, correspondendo, portanto, uma diminuição da resistência à tração com a temperatura. Esta curva apresenta um comportamento muito aproximado ao que se verifica para as fibras sendo estas o principal factor de resistência.

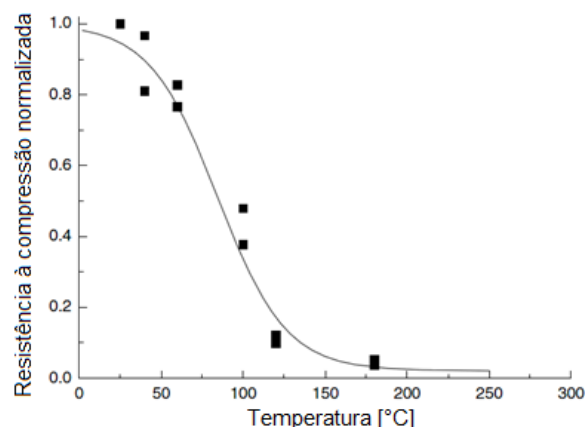
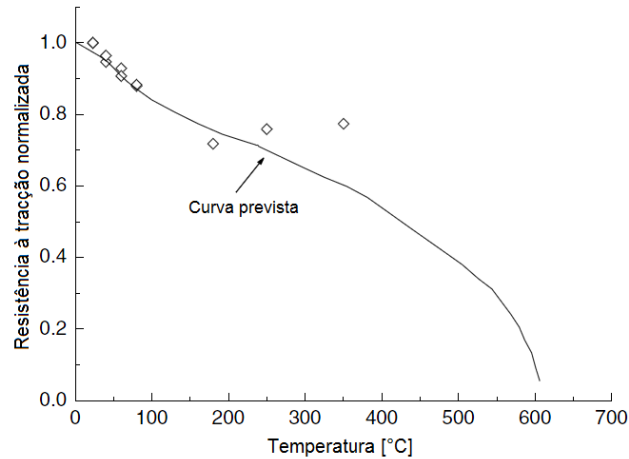


Figura 8 - Efeito da temperatura na resistência à compressão em laminados de GFRP (adaptado de [12])

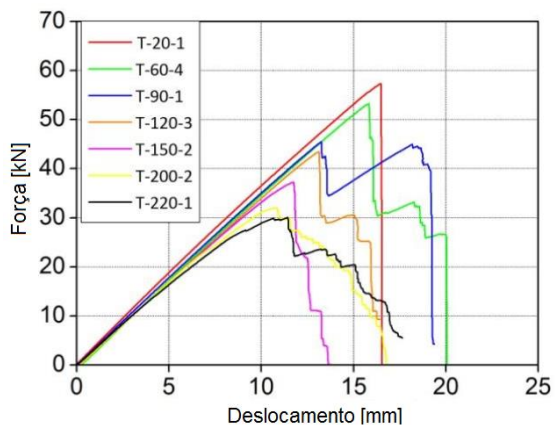


**Figura 9 - Efeito da temperatura na resistência à tração em laminados de GFRP (adaptado de [12])**

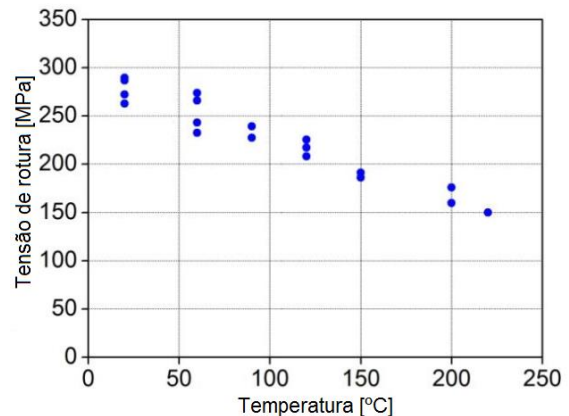
Pires [6] realizaram ensaios de tração a laminados de GFRP a diferentes temperaturas. Os provetes foram sujeitos a temperaturas entre os 20 °C e os 220 °C e carregados até à rotura.

Da análise das curvas força-deslocamento, figura 10, o autor conclui que para todas as temperaturas, o material apresenta um comportamento linear até à rotura. O autor identifica ainda que todas as curvas apresentam uma rigidez muito similar, notando uma pequena redução desta propriedade para a temperatura de 120 °C tornando-se mais evidente para temperaturas superiores.

Neste trabalho, constata-se ainda que com o aumento da temperatura ocorre também uma perda de resistência à tração significativa, figura 11, verificando-se para a temperatura de 220 °C que a resistência medida corresponde a 54% da resistência medida à temperatura ambiente

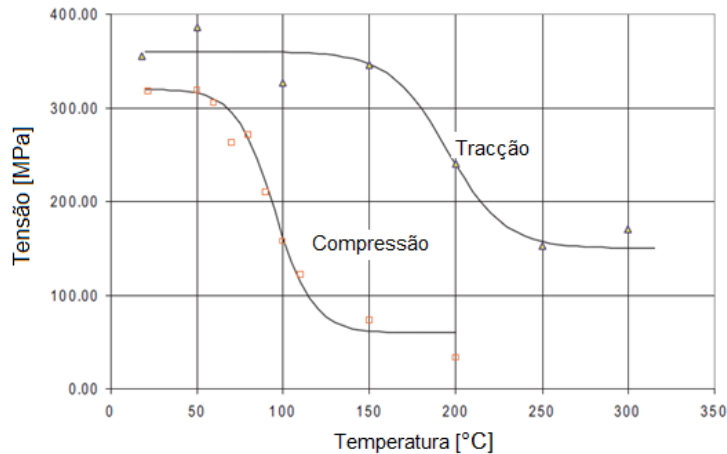


**Figura 10 - Curvas força-deslocamento representativas das várias séries de temperaturas [6]**



**Figura 11 - Resistência à tração em função da temperatura [6]**

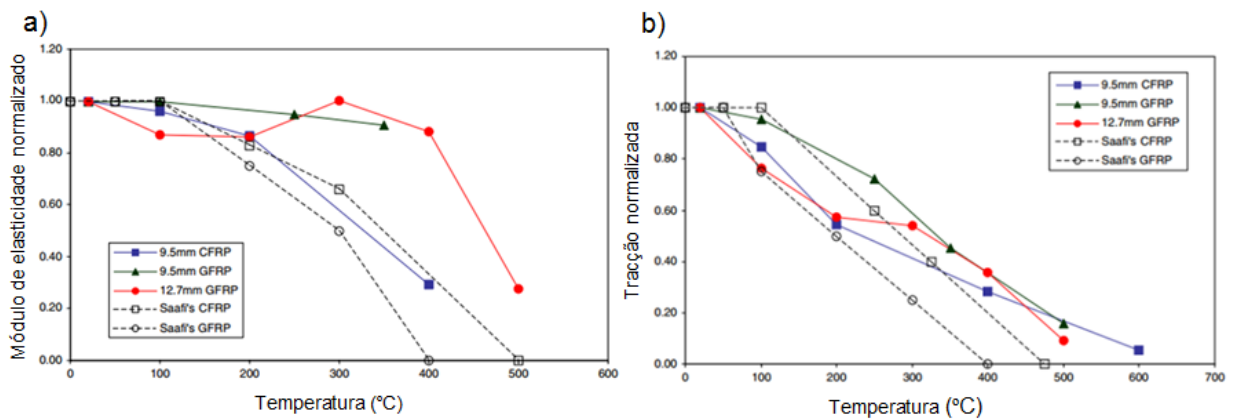
Gibson e Mouritz [12] avaliaram a resistência à tração e à compressão de um perfil de GFRP em função da temperatura. Os resultados obtidos, ilustrados na figura 12, mostram a maior susceptibilidade à temperatura da resistência à compressão relativamente à tração do material.



**Figura 12 - Comparação do efeito da temperatura na resistência à tracção e compressão de um perfil de GFRP (adaptado de [12])**

O decréscimo da resistência à compressão ocorre para temperaturas mais reduzidas do que as verificadas para a resistência à tracção. Isso deve-se ao facto de a resistência à compressão depender sobretudo da resina, que amolece com o aumento da temperatura. É ainda de referir que a resistência à compressão residual para temperaturas superiores à  $T_g$  é muito inferior à resistência à tracção residual.

Wang *et al.* [13] ensaiaram varões de CFRP e GFRP à tracção a temperaturas elevadas (20, 100, 250, 350 e 500 °C) com o intuito de estudar as suas propriedades mecânicas, resistência à tracção e módulo de elasticidade. Neste trabalho os autores concluíram que até à temperatura de 350 °C os varões de FRP mantêm um nível elevado de rigidez, cerca de 90% da rigidez original, concluíram ainda que a redução da resistência dos varões com a temperatura é quase linear, apresentando valores entre 35% a 45% da resistência original à temperatura de 350 °C. Para temperaturas superiores, alguns dos varões apresentam valores de resistência consideráveis (sobretudo os varões de GFRP, conforme a figura 13 b)), contudo, tal como se observa na figura 13 a), os resultados obtidos neste estudo apresentam uma dispersão elevada. Da observação da figura a proposta de Saafi *et al.* [14] fornece valores de limite inferior razoavelmente próximos para os varões de GFRP.



**Figura 13 – Comparação da tracção e módulo de elasticidade para varões de FRP com as previsões de Saafi: a) tensão normalizada com aumento da temperatura; b) módulo de elasticidade normalizado com aumento da temperatura (adaptado de [13])**

## 2.4 Efeito da temperatura no betão

O efeito das temperaturas elevadas no betão tem sido extensivamente estudado ao longo das últimas décadas; conseqüentemente, estão disponíveis na literatura diversos documentos que sugerem valores para diversas propriedades físicas e mecânicas do betão em função da temperatura (ex: [15], [16]). Refira-se que na presente dissertação foram realizados ensaios de arrancamento até 140 °C; para este valor de temperatura as alterações das propriedades mecânicas no betão são bastante reduzidas, ainda assim, nas secções seguintes, resume-se o efeito da temperatura nas principais propriedades mecânicas: resistência à compressão (secção 2.4.1), resistência à tracção (secção 2.4.2) e módulo de elasticidade (2.4.3).

### 2.4.1 Resistência à compressão

A resistência à compressão do betão a temperaturas elevadas depende dos seguintes factores: composição (incluindo o teor em adjuvantes), processo de cura, teor de humidade e duração da exposição [16]. A figura 14 ilustra a variação da resistência à compressão obtida em diferentes estudos disponíveis na literatura para betão corrente sujeito a temperaturas elevadas bem como curvas de variação propostas em diferentes normas. Esta figura mostra que o betão corrente é pouco afectado até atingir uma temperatura de 400 °C; a partir daqui, verifica-se uma diminuição considerável de resistência; a 800 °C, a resistência à compressão é cerca de 20% do valor à temperatura ambiente.

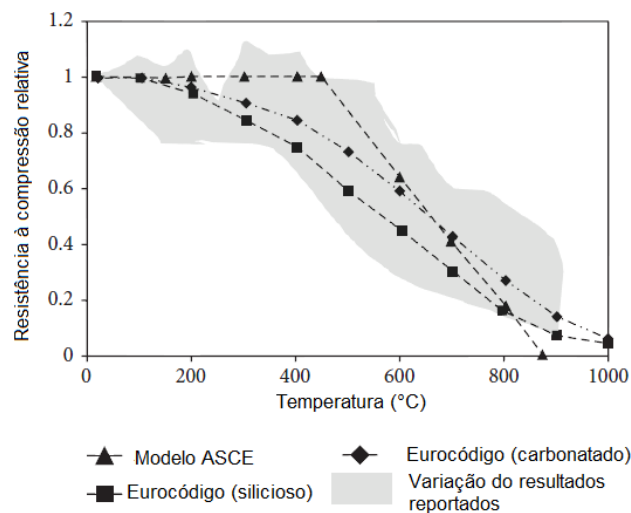


Figura 14 - Variação da resistência à compressão relativa com a temperatura do betão corrente (adaptado de [16])

### 2.4.2 Resistência à tracção

Os resultados obtidos em diversos estudos disponíveis na bibliografia e as previsões do modelo proposto em [15] para a redução da resistência à tracção do betão com a temperatura estão ilustrados na figura 15. Verifica-se uma diminuição gradual da resistência à tracção com a temperatura, que pode ser atribuída à micro-estrutura dos betões correntes, que permite o

aparecimento de micro-fissuração. A 300 °C a resistência à tracção do betão pode diminuir cerca de 40% em relação ao valor a temperatura ambiente, à temperatura de 600 °C esta diminuição atinge cerca de 80%.

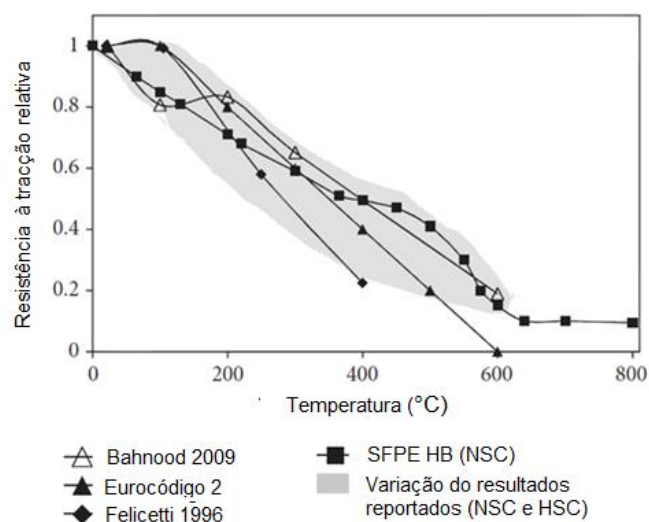


Figura 15 - Variação da resistência à tracção relativa com a temperatura do betão corrente (adaptado de [16])

### 2.4.3 Módulo de elasticidade

O módulo de elasticidade do betão depende da relação água-cimento, da idade do betão, da quantidade e natureza dos agregados e do processo de cura. A figura 16 ilustra a redução do módulo de elasticidade do betão com a temperatura, que se deve à perda de ligação na microestrutura do cimento. Esta diminuição pode ser atribuída às alterações físicas e químicas da estrutura do betão bem como às tensões excessivas devidas à temperatura.

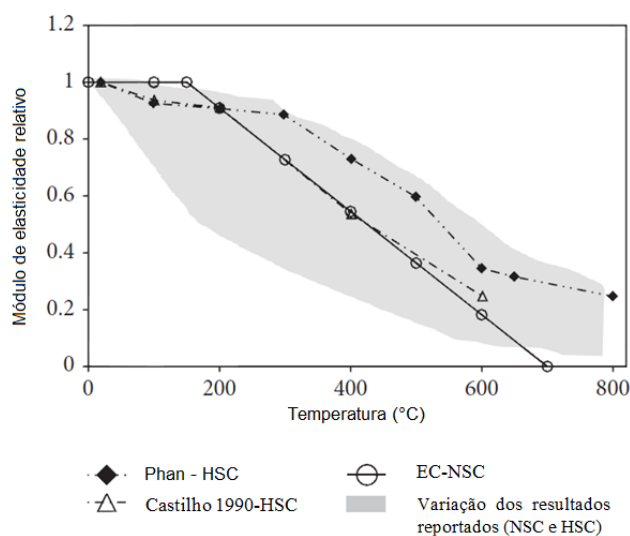


Figura 16 - Variação do módulo de elasticidade do betão corrente com a temperatura (adaptado de [16])



## 2.5 Aderência aço-betão

A aderência aço-betão é o fenómeno que permite a transferência de esforços entre a armadura e o betão que a confina. A aderência entre dois materiais não é uma característica intrínseca destes, mas sim um fenómeno que depende da relação entre as propriedades mecânicas e químicas dos dois materiais ligados bem como das condições de fronteira.

Nas secções seguintes serão abordados os diferentes mecanismos de aderência, os factores que influenciam essa aderência bem como o efeito da temperatura na aderência aço-betão.

### 2.5.1 Rotura e mecanismos de aderência

No estudo dos fenómenos da aderência é importante considerar qual o mecanismo de transferência de forças entre a armadura e o betão. Os mecanismos envolvidos e a forma como se processam foram investigados por diversos autores, sendo aceite que a transferência de forças entre a armadura e o betão pode ser feita por adesão química, atrito ou por acção mecânica (*interlocking*) (figura 17), ocorrendo cada um destes mecanismos em diferentes fases do carregamento e sendo dependentes do tipo de armaduras.

Numa primeira fase, para níveis de tensão reduzidos, a aderência entre a armadura e o betão é assegurada por adesão química e por adesão mecânica devido à rugosidade do aço. Nesta fase, ocorrem deformações localizadas do betão perto da interface, mas sem que ocorra deslocamento relativo entre os materiais. Em seguida, para deslocamentos muito reduzidos, ocorre rotura por adesão, sendo, portanto, um mecanismo que apresenta um papel pouco importante na capacidade resistente global da ligação aço-betão. Contudo, a importância deste mecanismo depende do tipo de armadura. Nos varões lisos, a aderência é garantida essencialmente por adesão química; já no caso das armaduras nervuradas, o mecanismo predominante é a acção mecânica das nervuras.

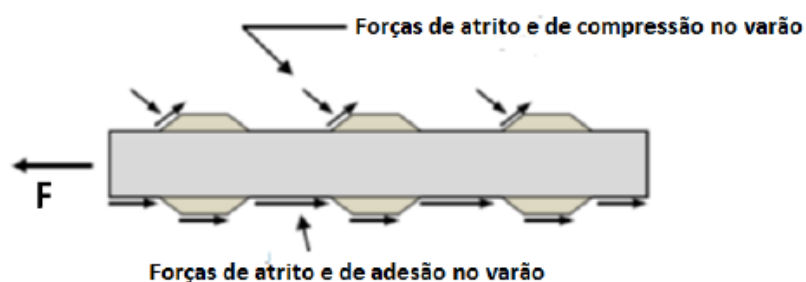
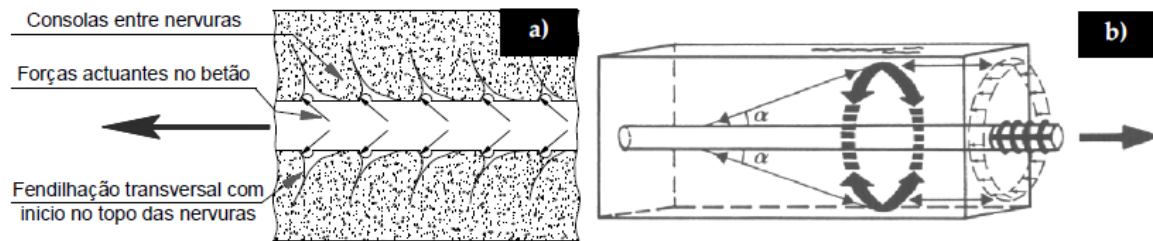


Figura 17 - Mecanismos de transferência da tensão de aderência (adaptado de [17])

Nos varões nervurados, primeiramente, ocorre a perda de adesão química, sendo a aderência garantida pelo efeito de cunha que advém da resistência ao escorregamento devido às nervuras do varão (figura 18).

O efeito de cunha promove a transmissão de forças em duas direcções (figura 18), uma perpendicular ao eixo da barra, e outra na direcção longitudinal, sendo a última a responsável pela aderência.



**Figura 18 - Transmissão de forças entre o aço e o betão e desenvolvimento de fendas: a) fendilhação cónica no topo das nervuras; b) tensões de tracção circunferenciais no betão (adaptado de [18])**

A componente perpendicular ao eixo poderá originar fendas longitudinais que se irão propagar radialmente no betão (figura 18). Após o aparecimento das fendas, podem ocorrer dois tipos de rotura: (i) quando as fendas radiais, originadas pela componente vertical das cargas nas cunhas, atravessam todo o recobrimento, é atingida a tensão de aderência máxima e ocorre a rotura do betão; (ii) caso o recobrimento seja suficiente para que a rotura pelo betão não ocorra, então dá-se rotura por arrancamento (*pull-out*) do varão - neste caso, deixa de existir aderência mecânica devido ao corte das cunhas criadas pelas nervuras, sendo criado um plano de deslizamento e passando a transferência de forças aço-betão a ser por atrito.

### 2.5.2 Modos de rotura aço-betão

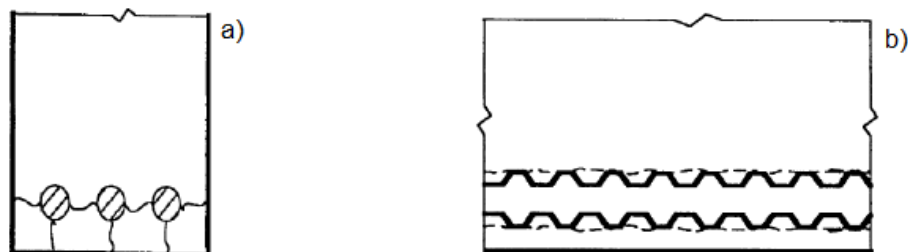
Como referido na secção anterior, existem dois modos de rotura da aderência aço-betão: rotura por fendilhação do betão, *splitting*, ou rotura por arrancamento do varão, *pull-out*.

A rotura por *splitting* (figura 19 a)) ocorre quando existe uma propagação das fendas do betão até à superfície externa do elemento, ocorrendo assim perda de aderência. Com o aumento do carregamento a pressão radial que os varões exercem sobre o betão também aumenta, levando à possível formação de fendas devido ao efeito das tensões de tracção no betão. Quando a fissuração atinge a superfície externa do betão, poderá então ocorrer rotura por perda de aderência. A formação e propagação das fissuras que levam à rotura são determinadas por diversos factores, como a rigidez do betão, o confinamento, o comprimento de amarração e o recobrimento [17].

Por sua vez, a rotura por *pull-out* (figura 19 b)) ocorre quando se atinge a tensão de corte máxima na interface do varão-betão. Este modo de rotura ocorre geralmente quando existe um bom confinamento do varão de forma a resistir às pressões radiais e/ou quando a armadura transversal é suficiente de modo a reduzir a propagação de fendas no betão.

Os factores que afectam a aderência são muito variados, o que dificulta a determinação da influência de cada um na resistência de aderência. Ainda assim, podem ser referidos como factores mais importantes os seguintes [17]: a resistência do betão à compressão e à tracção; a quantidade de armadura transversal e o recobrimento do betão; a qualidade e a trabalhabilidade do betão fresco; a composição e mistura do betão, o diâmetro máximo do agregado, a relação água/cimento e incorporação de adições; a retracção do betão; a exsudação; a geometria, diâmetro, características superficiais e natureza da armadura; o espaçamento entre varões e número de armaduras por

camada; a corrosão das armaduras; a direcção de betonagem; a idade e condições de cura; o esquema de ensaio, a duração e velocidade de aplicação de carga e o tipo de carregamento; a dimensão e geometria do provete; as condições de fronteira e o estado de tensão do betão em volta da armadura; e, finalmente, o comprimento de amarração.



**Figura 19 - Modos de rotura dos varões: a) Secção transversal do betão armado em que aparecem possíveis fissuras; b) rotura por arrancamento do varão (adaptado de [17])**

### 2.5.3 Factores que influenciam a aderência

#### 2.5.3.1 Influência das armaduras

A superfície dos varões tem uma grande influência na aderência ao betão, sendo que os varões nervurados com maior rugosidade e maiores espaçamentos permitem desenvolver maiores tensões de aderência. Importa ainda referir que para se atingirem maiores tensões será necessário garantir um bom confinamento.

Como constatado pela maior parte dos trabalhos realizados neste tema, ex: [19], com o aumento do diâmetro das armaduras ocorre uma diminuição da tensão máxima de aderência. Tal pode ser justificado pelo efeito de exsudação. Este efeito consiste no aprisionamento de água existente na composição, que se coloca na interface entre o varão e o betão durante as primeiras fases da cura. O processo de cura leva à secagem da água, que por sua vez forma vazios. A formação de vazios diminui a superfície de contacto entre o varão e o betão e, conseqüentemente, reduz a força de aderência. Quanto maior for o diâmetro do varão, maior será a quantidade de água aprisionada.

#### 2.5.3.2 Influência do betão

A influência do betão na aderência com o aço deve-se a factores como a resistência, a retracção, a trabalhabilidade, a composição e o confinamento [17].

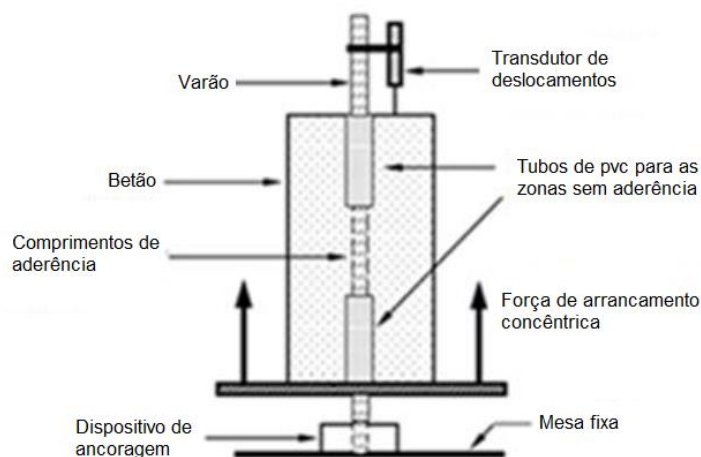
O aumento da aderência com a resistência do betão foi estudado por vários autores. Estando a aderência directamente relacionada com as forças de corte que ocorrem na interface aço-betão, esta depende da capacidade resistente do betão à compressão e à tracção [20]. Tal reflecte-se no facto da maioria das expressões para as estimativas da aderência serem proporcionais à resistência do betão à tracção,  $f_{ct}$  ([21] citado por [18]). Verifica-se ainda que o aumento da aderência não é directamente proporcional ao aumento da resistência do betão. É ainda de referir que para betões bem confinados existe uma relação linear entre a tensão de corte máxima ( $\tau_{b,max}$ ) e a resistência do betão à compressão ( $f_{cm}$ ), dada por  $\tau_{b,max} = 0,45 f_{cm}$  [22].

O efeito de confinamento do betão afecta a aderência uma vez que afecta o modo de rotura por aderência dos varões. Caso o confinamento não seja suficiente a rotura ocorre por fendilhação do betão, caso contrário, quando o recobrimento é suficiente a rotura ocorre por *pull-out*.

O factor trabalhabilidade apresenta uma grande relevância uma vez que a qualidade do betão em contacto com a armadura afecta significativamente a aderência entre os dois materiais. Este aspecto foi estudado por [23], que obtiveram aderências superiores para relações água/cimento maiores, ou seja, betões mais trabalháveis podem desenvolver maiores forças de aderência do que betões mais resistentes.

#### 2.5.4 Caracterização experimental da aderência

Os ensaios de arrancamento (ou *pull-out*), figura 20, com comprimentos curtos de amarração (até 7,5 diâmetros) são geralmente os utilizados no estudo da aderência, uma vez que permitem definir as curvas tensão de aderência vs. deslocamento relativo, ( $\tau_b$  vs.  $\delta$ ) através da medição da força de arrancamento em função do deslocamento relativo, entre o varão e o betão, da extremidade livre não carregada.



**Figura 20 – À esquerda: representação de um esquema de ensaio de arrancamento [17]; à direita: esquema de ensaio de arrancamento**

Este tipo de ensaios tem especial interesse pela sua simplicidade e adequação ao estudo da aderência, uma vez que, para comprimentos de embebição curtos, as tensões na interface são aproximadamente uniformes ao longo do comprimento de amarração. De facto, vários autores (por exemplo, [20], [24]) consideram que a tensão de aderência neste tipo de ensaios é praticamente constante ao longo do comprimento de amarração. Esta conclusão foi também referida por [25].

Contudo, sabemos que a distribuição de tensões no aço não é uniforme ao longo do seu comprimento, pelo que o deslocamento entre o aço e o betão vai variar ao longo do desenvolvimento do varão, e conseqüentemente vai variar a distribuição de tensões.

Os ensaios de *pull-out* podem não representar fielmente a realidade do que se verifica num elemento de betão armado, podendo levar à determinação de tensões de aderência elevadas. Contudo, os resultados destes ensaios podem ser utilizados de forma comparativa com outros materiais conhecidos. Consequentemente, para uma avaliação mais rigorosa da distribuição de tensões de aderência pode ser necessário recorrer a ensaios mais complexos [26], como por exemplo, ensaios em vigas [27].

#### 2.5.4.1 Disposições normativas

As diferentes normas existentes utilizam expressões de cálculo distintas para a determinação do comprimento de amarração ( $l_{bd}$ , equação 2.1), bem como da tensão de aderência ( $f_{bd}$ , equação 2.2), mas todas assumem que existe uma distribuição de tensões uniforme ao longo do comprimento de amarração; apesar de tal não corresponder à realidade, esta assunção é útil na medida em que simplifica os cálculos no dimensionamento. Como exemplo, de acordo com a norma [28].

$$l_{bd} = \alpha_1 \cdot \alpha_2 \cdot \alpha_3 \cdot \alpha_4 \cdot \alpha_5 \cdot \left(\frac{\phi}{4}\right) \cdot \left(\frac{\sigma_{sd}}{f_{bd}}\right) \quad (2.1)$$

$$f_{bd} = 2,25 \cdot \eta_1 \cdot \eta_2 \cdot f_{ctd} \cdot \left(0,4 + 0,6 \cdot \frac{\rho}{2000}\right) \quad (2.2)$$

em que:

- $\alpha_1$  a  $\alpha_5$  – Coeficientes que têm em consideração a forma das armaduras, o seu recobrimento e o tipo de confinamento do betão;
- $\phi$  – Diâmetro da armadura (mm);
- $\sigma_{sd}$  – Tensão de cálculo da armadura (MPa);
- $f_{ctd}$  – Resistência de cálculo à tracção limitada ao valor obtido para o betão C60/75, a não ser que se comprove que a tensão média de aderência seja incrementada para além desse limite;
- $\rho$  – Limite máximo da classe da massa volúmica do betão de acordo com o [28].

De acordo com a norma referida, as forças de aderência devem ser transmitidas sem que ocorra rotura por *splitting*, de forma a determinar a tensão máxima de aderência para os ensaios realizados.

#### 2.5.5 Efeito da temperatura na aderência aço-betão

Apesar de a literatura sobre esta temática ser relativamente limitada, os resultados experimentais disponíveis indicam que a perda de resistência de aderência com o aumento da temperatura é ligeiramente superior à perda da resistência à tracção ([29] citado por [30]) do betão. Os resultados experimentais mostram ainda que a perda de resistência de aderência é influenciada pela geometria e superfície dos varões de aço bem como pelos constituintes do betão. Estudos mais antigos, [31] referem ainda que a velocidade de aquecimento, as dimensões do provete, a velocidade do carregamento e a posição do varão no mesmo afectam também a aderência aço-betão.

Gao *et al.* [30] compilaram os resultados obtidos em vários estudos anteriores sobre a relação tensão de aderência vs. temperatura (figura 21). Os autores verificam que ao contrário do esperado decréscimo da tensão de aderência com a temperatura, alguns resultados mostram uma tendência contrária até à temperatura de 300 °C. Estes valores inesperados são atribuídos aos diferentes coeficientes de expansão térmica uma vez que será pouco provável que as propriedades mecânicas tanto do aço como do betão se tenham alterado para estes valores de temperatura. Neste trabalho os autores desenvolveram ainda um modelo de elementos finitos para a determinação do comportamento da aderência entre o aço e o betão.

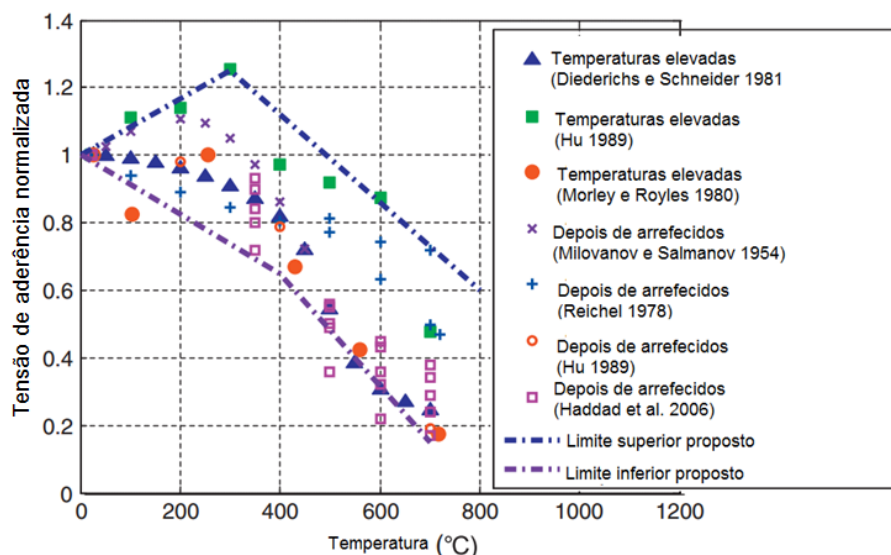


Figura 21 - Tensão de aderência normalizada e limite superior e inferior proposto (adaptado de [30])

## 2.6 Aderência FRP-betão

A aderência entre varões de FRP e o betão tem um comportamento diferente da aderência do aço com o betão. Este facto deve-se às diferenças na transferência de forças, no mecanismo de rotura e nas propriedades dos materiais. Contrariamente aos varões de aço, os varões de FRP são anisotrópicos e com um comportamento elástico linear.

### 2.6.1 Modos de rotura entre varões de GFRP e o betão

Tal como acontece com o aço, a rotura entre os varões de GFRP e o betão pode ocorrer por *splitting* ou por *pull-out*.

Achillides e Pilakoutas [32] avaliaram o modo de rotura entre varões de GFRP e o betão através de ensaios de arrancamento, fazendo a comparação com a rotura observada em ensaios semelhantes com varões de aço nervurados. Durante os ensaios com varões de aço, com um adequado confinamento, desenvolveram-se fendas entre as nervuras dos varões e o betão antes da rotura por *pull-out*, verificando-se que a resistência do betão influencia significativamente a resistência de aderência. Para os varões de GFRP, os autores observaram que o modo de rotura ocorre também por *pull-out*, mas de forma diferente consoante a resistência do betão. Para betões de resistência superior a 30 MPa, a rotura de aderência ocorreu em parte na superfície do varão de GFRP e em parte no betão por descasque da camada superficial do varão. Nos betões com resistências inferiores

a 15 MPa é que se verifica o modo de rotura por *pull-out* semelhante ao que ocorreu para os varões de aço onde ocorre o corte do betão entre as nervuras do varão. Nestes casos, a resistência de aderência aparenta ser controlada maioritariamente pela resistência do betão.

## 2.6.2 Factores que influenciam a aderência

### 2.6.2.1 Diâmetro dos varões

Um dos factores que influencia a aderência é o diâmetro dos varões. Tighiouart *et al.* [33] afirmam que a causa da perda de aderência com o aumento do diâmetro do varão se deve ao fenómeno de exsudação (já referido na secção 2.5.3). Em [32] é apresentada outra explicação para a ocorrência deste efeito. Nesse estudo refere-se que o aumento da resistência da ligação GFRP-betão se deve a três factores: (i) o comprimento de amarração, (ii) o coeficiente de Poisson e (iii) a rigidez ao corte. A principal diferença nas duas explicações encontra-se nos dois últimos factores referidos. O efeito do coeficiente de Poisson pode conduzir a uma redução do diâmetro do varão que, por sua vez, pode reduzir a aderência mecânica e de atrito [3]. A rigidez de corte dos varões de GFRP depende, sobretudo, da rigidez da resina que constitui a matriz. Tal como se observa na figura 22, a distribuição de tensões axiais não é uniforme na secção do varão, diminuindo do exterior para o centro. Uma vez que a tensão de aderência é calculada através da tensão média da secção transversal, quanto maior for o diâmetro, maior será a diferença entre a tensão média e a tensão máxima determinada no exterior do varão. Dos estudos realizados pode concluir-se que um aumento do diâmetro conduz a uma redução da tensão aderência da ligação varão-betão.

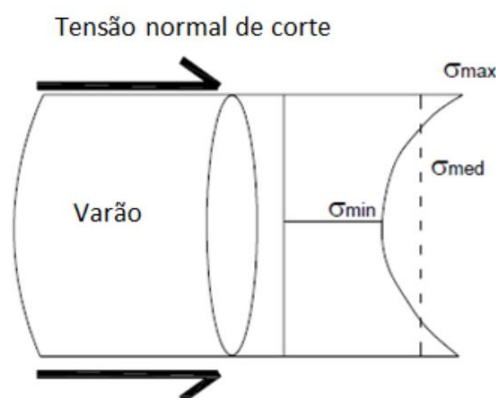


Figura 22 - Representação da distribuição de tensões normais na secção transversal de um varão de FRP sujeito a uma carga axial (adaptado de [32])

### 2.6.2.2 Acabamento superficial do varão

Relativamente ao efeito do acabamento superficial dos varões no desempenho da ligação FRP-betão, foi observado por vários autores [34], que os varões deformados exibem melhores características de aderência quando comparados com varões lisos, pois as nervuras conferem uma aderência mecânica à ligação.

Relativamente às nervuras, [2] efectuaram uma optimização da geometria em varões de GFRP, envolvendo parâmetros como o espaçamento entre nervuras, a sua largura e altura. Este trabalho

teve como objectivo determinar o efeito da geometria das nervuras na resistência da ligação betão-GFRP. Neste estudo experimental concluiu-se que as nervuras devem ter uma altura óptima igual a 6% do diâmetro do varão.

Baena *et al.* [3] obtiveram resistências da ligação GFRP-betão semelhantes em varões revestidos a areia e varões nervurados. Os autores deste estudo justificaram este resultado pelo facto de as nervuras dos varões apresentarem espaçamento reduzido entre si (diminuindo o efeito de imbricamento ou *interlocking* das nervuras).

Os estudos desenvolvidos neste tema permitiram concluir que, tal como acontece com os varões de aço, o efeito da aderência mecânica tem uma grande relevância na resistência da ligação entre varões de GFRP e o betão.

### 2.6.2.3 Comprimento de amarração

O comprimento de amarração de um varão (quer seja de aço ou de FRP) pode ser definido como comprimento necessário para que uma determinada força de tracção no varão seja transferida por aderência para o betão. Tighiouart *et al.* [33] define comprimento de amarração óptimo como o comprimento mínimo necessário ao desenvolvimento da tensão de rotura por tracção do varão. Na secção 2.6.5 serão apresentadas as recomendações regulamentares para o cálculo do comprimento de amarração.

Os trabalhos de [33] e [32] mostram que o aumento do comprimento de amarração conduz à diminuição do valor médio de resistência da aderência (figura 23). Este efeito, que ocorre igualmente em varões de aço, deve-se ao facto já referido de a distribuição de tensões ao longo do varão não ser linear.

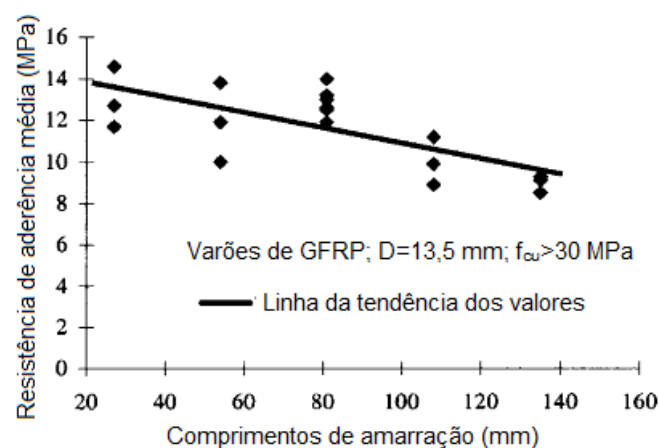


Figura 23 - Influência do comportamento de amarração de um varão de GFRP na tensão de aderência média (adaptado de [32])

### 2.6.2.4 Resistência à compressão do betão

Na maioria dos códigos para dimensionamento, a tensão máxima de aderência para o aço depende da raiz quadrada da resistência à compressão do betão. Esta relação é apoiada por estudos realizados por [35] para varões de GFRP, em que os autores concluíram que quanto maior for a



resistência à compressão do betão, maior será a força de aderência, caso a rotura não ocorra por rotura do varão. Esta relação foi confirmada por [36], que apresentaram um modelo empírico para o cálculo de força de aderência média. O efeito da resistência à compressão do betão foi ainda estudado por [5], cujos resultados são concordantes com os dos outros autores.

Contudo, [32] concluíram que, para resistências à compressão do betão superiores a 30 MPa, a aderência do FRP ao betão não depende deste parâmetro. Este resultado deve-se ao facto de a rotura ocorrer na interface entre o FRP e o betão. Contudo, para resistências à compressão do betão inferiores a 15 MPa, este parâmetro tem uma grande influência na aderência, uma vez que a rotura ocorre no betão devido a formação de fendas entre as nervuras do varão [3].

### 2.6.3 Modelos analíticos para a aderência entre varões de GFRP e betão

#### 2.6.3.1 Modelo de Malvar

O primeiro estudo realizado onde se propôs um modelo analítico para o cálculo da tensão de aderência entre varões de FRP e o betão foi apresentado por [37] e teve como objectivo propor uma relação tensão-deslizamento entre os dois materiais. Os varões utilizados tinham várias geometrias e valores de pressão de confinamento diferentes. Com base nos resultados obtidos, o autor desenvolveu uma expressão analítica para um confinamento genérico e para betão de diferentes resistências. A expressão é obtida por um processo constituído por dois passos. Primeiro, é definido o pico da curva de tensão-deslizamento em função do confinamento:

$$\tau_m/f_t = A + B(1 - e^{-C_a/f_t}) \quad (2.3)$$

$$\delta_m = D + E * \sigma \quad (2.4)$$

onde,

- $\tau_m$  - tensão de aderência máxima;
- $\sigma$  - pressão radial axisimétrica de confinamento;
- $f_t$  - tensão de tracção do betão;
- $\delta_m$  - deslizamento no instante de tensão de aderência máxima;
- A, B, C, D, E - constantes empíricas para cada varão.

Seguidamente, a curva de tensão-deslizamento normalizada é então dada por,

$$\tau(\delta, \sigma) = \tau_m \frac{F \left( \frac{\delta}{\delta_m} \right) + (G - 1) \left( \frac{\delta}{\delta_m} \right)^2}{1 + (F - 2) \left( \frac{\delta}{\delta_m} \right) + G \left( \frac{\delta}{\delta_m} \right)^2} \quad (2.5)$$

sendo F e G constantes empíricas para cada barra.

### 2.6.3.2 Modelo de Bertero-Popov-Eligehausen (BPE), original e modificado

Eligehausen *et al.* citado por [34] propuseram originalmente uma relação analítica da tensão de aderência vs. deslizamento para varões de aço nervurado; esta formulação foi mais tarde modificada por diversos autores (mencionados em baixo) para ser aplicável a varões de GFRP. De acordo com o modelo, a relação tensão-deslizamento ( $\tau$ - $s$ ) divide-se em quatro partes distintas (figura 24). O ramo ascendente inicial (equação 2.6) desenvolve-se até à tensão máxima,  $\tau_1$ , para  $s \leq s_1$ , sendo  $s_1$  o deslizamento máximo; o segundo ramo de tensão constante ( $\tau = \tau_1$ ) ocorre até um deslizamento  $s = s_2$ ; o terceiro ramo é linear descendente com valores correspondentes ao intervalo entre  $(s_2, \tau_1)$  e  $(s_3, \tau_3)$ ; o ultimo ramo é horizontal para valores de  $s > s_3$  e valor de  $\tau$  igual à tensão de aderência por fricção ( $\tau = \tau_3$ ).

$$\frac{\tau}{\tau_1} = \left(\frac{s}{s_1}\right)^\alpha \quad (2.6)$$

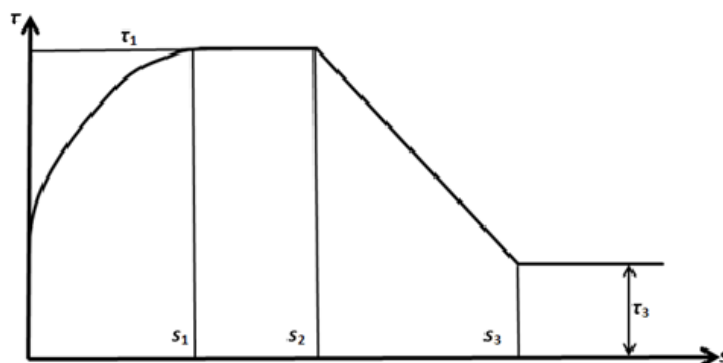


Figura 24 - Modelo BPE [34]

Quando este modelo foi aplicado a varões de GFRP verificou-se que o segundo ramo do modelo original não se ajustava às curvas experimentais. Cosenza *et al.* [34] propuseram então uma modificação ao modelo original que apresenta o mesmo ramo inicial ascendente mas que elimina o segundo ramo (figura 25). O ramo linear descendente compreendido entre  $(s_1, \tau_1)$  e  $(s_3, \tau_3)$  tem um declive de  $\rho \cdot \tau_1/s_1$  que se obtém da relação (equação 2.7), sendo  $\rho$  um parâmetro empírico que é determinado pelo ajuste da curva aos resultados experimentais:

$$\frac{\tau}{\tau_1} = 1 - \rho \left(\frac{s}{s_1} - 1\right) \quad (2.7)$$

O ramo horizontal para  $s > s_3$  simula a tensão de aderência por fricção  $\tau_3$ .

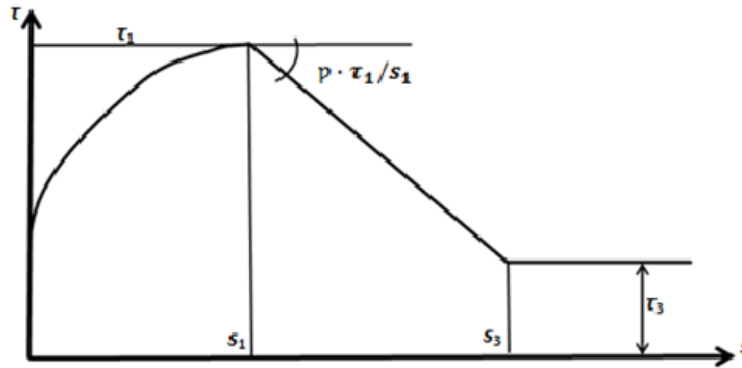


Figura 25 - Modelo BPE modificado [34]

### 2.6.3.3 Modelo de Consenza, Manfredi e Realfonzo (Modelo CMR)

Uma vez que a maioria dos problemas estruturais ocorre para estados limite de serviço, foi necessário melhorar o modelo que determina o ramo ascendente inicial, antes de ser atingido o valor de deslizamento máximo. Consequentemente, [34] definiram uma expressão (equação 2.8) que rege apenas esse ramo ascendente, representando uma alternativa ao modelo BPE,

$$\frac{\tau}{\tau_m} = (1 - e^{-s/s_r})^\beta \quad (2.8)$$

sendo  $\tau_m$  a tensão máxima de aderência, e  $s_r$  e  $\beta$  parâmetros determinados para que a curva se ajuste aos dados experimentais. Os autores calibraram os valores de  $s_r$  e  $\beta$ , tendo obtido valores de 0,25 e 0,5, respectivamente.

Cosenza *et al.* [34] concluíram que entre os três modelos (Malvar, BPE e CMR), o modelo de Malvar é o menos fiável. O modelo de BPE modificado apresenta bons resultados em toda a curva quando comparado com os valores obtidos experimentalmente; contudo, para o ramo ascendente, o modelo CMR é o que melhor representa o comportamento da curva neste intervalo inicial.

Em Baena *et al.* [3], os autores introduziram o efeito do diâmetro do varão de GFRP em betões de alta resistência no modelo de CMR e BPE, o que levou a uma maior proximidade entre os valores experimentais e os obtidos com recurso ao modelo.

No modelo BPE, foram feitas as seguintes alterações:

$$\tau_m = \tau_0 + \tau_1 + d_b; s_m = m_0 * \exp(m_1 * d_1); \alpha = \alpha_0 * d_b^{\alpha_1} \quad (2.9; 2.10; 2.11)$$

em que:

- $\tau_0, \tau_1, m_0, m_1, \alpha_0$  e  $\alpha_1$  – coeficientes de ajuste à curva.

Os parâmetros do modelo CMR onde o efeito do diâmetro do varão é tido em consideração são obtidos de acordo com as seguintes relações,

$$\beta = \beta_0 * \exp(\beta_1 * d_b); s_r = r_0 * \exp(r_1 * d_{b1}) \quad (2.12; 2.13)$$

em que:

- $\beta_0, \beta_1, r_0$  e  $r_1$  - coeficientes de ajuste à curva.

#### 2.6.4 Determinação da tensão de aderência

A aderência é uma propriedade dependente não só dos materiais, mas também da geometria dos varões utilizados e do elemento estrutural.

A tensão de aderência,  $\tau$ , é definida como uma força por unidade de comprimento ( $\tau = dT/dl$ ). Quando são aplicados esforços de flexão a um elemento de betão verifica-se o aparecimento de fendilhação. Na zona onde o betão fendilha é o varão que resiste à totalidade da força, sendo este o local onde as tensões no varão são maiores. Nas zonas não fendilhadas, a carga é partilhada entre o betão e o varão. Em geral, não é possível determinar onde as fendas irão ocorrer nem como as cargas são divididas entre o betão e o varão embebido. A generalidade dos códigos considera que existe uma distribuição uniforme das tensões de aderência ao longo do comprimento de amarração. Esta assunção é feita com o intuito de ser possível definir regras de cálculo de forma a que a rotura não ocorra por perda de aderência.

Assumindo uma distribuição uniforme de tensões ao longo de um dado comprimento, o esforço no varão é resistido por uma tensão de aderência média,  $\tau$ . O valor da tensão de aderência média pode ser definido pela expressão (2.14),

$$l\pi d_b \tau = A_b f_s \quad (2.14)$$

onde,

- $l$  – Comprimento de amarração (mm);
- $d_b$  – diâmetro do varão (mm);
- $\tau$  – tensão de aderência média (MPa);
- $A_b$  – área da secção transversal do varão (mm<sup>2</sup>);
- $f_s$  – tensão no varão (MPa).

Da equação obtém-se então a expressão da tensão de aderência média:

$$\tau = \frac{A_b f_s}{l\pi d_b} = \frac{d_b f_s}{4l} \quad (2.15)$$

#### 2.6.5 Recomendações regulamentares

##### 2.6.5.1 Cálculo da tensão de aderência e comprimento de amarração em diferentes códigos

A tensão de aderência proposta no código [38] do *American Concrete Institute* (ACI), que teve por base um estudo de [39] citado por [40], é calculada pela seguinte expressão,

$$\tau = (0,332 + 0,0249 \frac{C}{d_b} + 8,3 \frac{d_b}{l_d}) \times \sqrt{f'_c} \quad (2.16)$$

em que,

- C - menor valor entre o recobrimento do betão ou metade do espaçamento entre varões (mm);
- $d_b$  - diâmetro do varão (mm);
- $l_d$  - comprimento de amarração (mm);
- $f'_c$  - resistência do betão à compressão.

De acordo com o [38], o comprimento de amarração para varões retos é determinado pela seguinte expressão,

$$l_d = \frac{\alpha \frac{f_{fr}}{0,0083 \times \sqrt{f'_c}} - 340}{13,6 + \frac{C}{d_b}} \times d_b \quad (2.17)$$

onde,

- $\alpha$  – factor que considera a influência da posição do varão;
- $f_{fr}$  – tensão de aderência no varão;
- $f'_c$  - resistência à compressão do betão;
- C – mínimo valor entre o espaçamento entre varões e o recobrimento;
- $d_b$  – diâmetro do varão.

A *Japan Society of Civil Engineers* [41] define a expressão da tensão de aderência como,

$$f_{bod} = \frac{0,28 \times \alpha_2 \times f_{ck}^{2/3}}{\gamma_c} \leq 3,2 \text{ N/mm}^2 \quad (2.18)$$

em que,

- $\gamma_c$  – coeficiente de segurança, igual a 1,3;
- $\alpha_2$  – factor de modificação da resistência da aderência do FRP, que toma o valor da unidade se a resistência da aderência do FRP for maior ou igual à do aço. Caso contrário, este parâmetro deve ser reduzido conforme os resultados de testes;
- $f_{ck}$  – resistência característica do betão à compressão.

De acordo com [42], o comprimento de amarração deve ser calculado pela seguinte expressão,

$$l_d = \alpha_1 \frac{f_d}{4 \times f_{bod}} \phi > 20\phi \quad (2.19)$$

em que,

- $f_d$  – valor de cálculo da resistência à tracção do FRP;
- $f_{bod}$  – valor de cálculo da tensão de aderência;
- $\phi$  – diâmetro do varão;

O parâmetro  $\alpha_1$  varia dependendo do valor de  $k_c$ ,

$\alpha_1 = 1,0$  (se  $k_c \leq 1$ );  $\alpha_1 = 0,9$  (se  $1,0 < k_c \leq 1,5$ );  $\alpha_1 = 0,8$  (se  $1,5 < k_c \leq 2,0$ );  $\alpha_1 = 0,7$  (se  $2,0 < k_c \leq 2,5$ );  $\alpha_1 = 0,6$  (se  $2,5 \leq k_c$ );

Onde

$$k_c = \frac{c}{\phi} + \frac{15 \times A_t}{s \times \phi} \times \frac{E_t}{E_0} \quad (2.20)$$

em que,

- $c$  – menor valor entre o recobrimento inferior do reforço principal e metade da distância entre reforços ancorados;
- $A_t$  – área da armadura transversal colocada na vertical, assumindo a superfície de rotura por fendilhação do betão;
- $s$  – distância entre o centro do reforço transversal;
- $E_t$  – módulo de elasticidade do reforço transversal;
- $E_0$  - módulo de elasticidade padrão do aço (=200 GPa).

A tensão de aderência média é dada por:

$$\mu = \frac{f_{bod}}{\alpha_1} \quad (2.21)$$

O regulamento canadiano CSA S806-02 [43] recomenda a equação seguinte para o cálculo do comprimento de amarração para varões de FRP,

$$l_d = 1,15 \frac{k_1 \times k_2 \times k_3 \times k_4 \times k_5}{d_{cs}} \times \frac{f_F}{\sqrt{f'_c}} \times A_b \quad (2.22)$$

em que,

- $l_d$  – comprimento de amarração (mm);
- $k_1$  – factor que tem em conta a localização do varão (1,3 para varão horizontal coberto por pelo menos 305 mm de betão fresco, 1,0 para os restantes casos);
- $k_2$  – factor que tem em conta a densidade do betão, tomando os valores de 1,3, 1,2, ou 1,0 para betão leve, semi-leve ou normal, respectivamente;
- $k_3$  – factor que tem em conta o tamanho do varão, tomando um valor igual a 0,8 para varões com  $A_b \leq 300 \text{ mm}^2$  e 1,0 caso contrário;
- $k_4$  – factor que tem em conta o tipo de fibra utilizada no FRP (1,0 para CFRP e GFRP, 1,25 para AFRP);
- $k_5$  – factor que contabiliza o tipo de tratamento superficial do varão (1,0 para superfície rugosa, revestida de areia ou entrançada, 1,05 para superfície em espiral ou estriada, 1,8 para superfície deformada);
- $f_F$  – tensão de tracção no FRP;
- $f'_c$  – resistência à compressão específica do betão<sup>1</sup>;

<sup>1</sup> Definida em [43]; não é comparável à resistência característica utilizada nos regulamentos europeus (ex: EC2)

- $A_b$  – área da secção transversal de um varão;
- $d_{cs}$  – menor valor entre a distância do centro do varão e a superfície livre do betão ou  $2/3$  do espaçamento dos varões, sendo o respectivo valor inferior ou igual a  $2,5 d_b$ .

Aplicando a equação 2.22 na equação 2.21 obtém-se a seguinte expressão para o cálculo da tensão de aderência:

$$\mu = \frac{d_{cs}\sqrt{f'_c}}{1,15 \times k_1 \times k_2 \times k_3 \times k_4 \times k_5 \times \pi \times d_b} \quad (2.23)$$

No documento CSA S6-06 [44] é definida a equação 2.24 para o cálculo do comprimento de amarração:

$$l_d = 0,45 \times \frac{k_1 \times k_4}{\left(d_{cs} + K_{tr} \frac{E_{FRP}}{E_s}\right)} \left(\frac{f_{FRP}}{f_{cr}}\right) A_{FRP} \quad (2.24)$$

em que,

- $f_{cr}$  – tensão de fendilhação do betão, igual a  $0,4\sqrt{f'_c}$  para betão com densidade normal;
- $E_{FRP}$  – módulo de elasticidade do varão de FRP;
- $E_s$  – módulo de elasticidade do varão de aço, igual a 200 GPa;
- $K_{tr}$  – índice de armadura transversal, dado por:

$$K_{tr} = \frac{A_{tr}f_y}{10,5sn} \quad (2.25)$$

De acordo com o [22], a tensão de aderência para o aço é calculada de acordo com a seguinte equação,

$$\sigma_f = 54 \left(\frac{f'_c}{25}\right)^{0,25} \times \left(\frac{25}{d_b}\right)^{0,20} \times \left(\frac{L_f}{d_b}\right)^{0,55} \times \left[\left(\frac{c}{d_b}\right)^{0,33} \times \left(\frac{c_{m\acute{a}x}}{c}\right)^{0,1} + k_m K_{tr}\right] \quad (2.26)$$

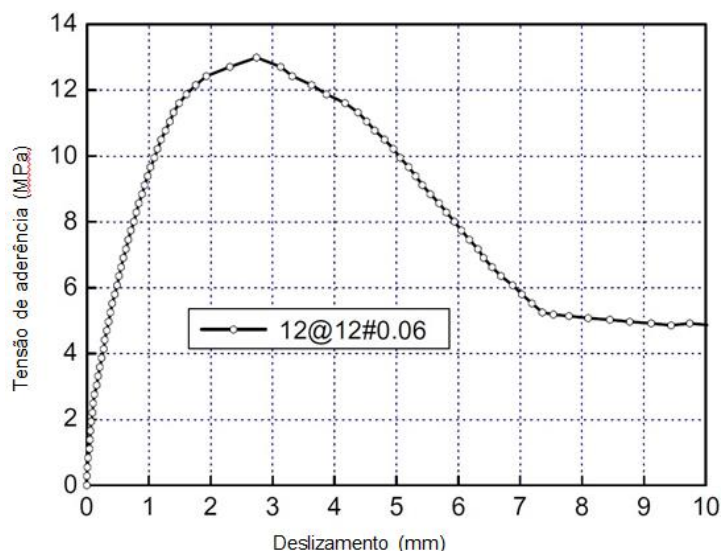
onde,

- $f'_c$  – resistência à compressão do betão; (MPa)
- $c_{m\acute{a}x}$  – máxima distância horizontal entre o varão e a superfície do betão (mm);
- $L_f$  – comprimento de amarração (mm);
- $d_b$  – diâmetro do varão (mm);
- $c$  – recobrimento (mm);
- $k_m$  – eficiência do confinamento da armadura transversal.

## 2.6.6 Aderência entre varões de GFRP e betão à temperatura ambiente

Hao *et al.* [2] realizaram ensaios de *pull-out* a 90 provetes cúbicos (com aresta de 150 mm) de forma a estudar o comportamento de varões de GFRP nervurados, cuja geometria (diâmetro, espaçamento entre nervuras e altura das nervuras) foi controlada. Os autores obtiveram curvas da relação tensão de aderência vs. deslizamento para varões de GFRP nervurados, ilustrando-se na figura 26 a curva típica obtida. Após a perda da aderência química, a curva apresenta uma relação não linear até ser atingido o valor máximo de tensão devido ao deslizamento relativo entre o varão e o betão que o

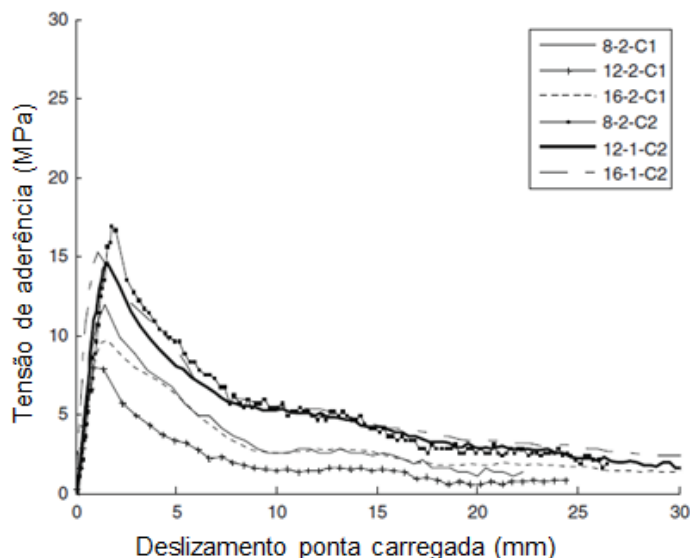
confina. Neste ramo ascendente, a aderência é mecânica e por fricção. Com o aumento do carregamento, a curva apresenta um declive descendente acentuado, que representa a perda de resistência de aderência. Após este ramo descendente, a curva mantém-se praticamente horizontal até ao arrancamento do varão.



**Figura 26 – Curva genérica de tensão de aderência-deslizamento típica para varões de GFRP nervurados (adaptado de [2])**

Baena *et al.* [3] caracterizaram a aderência entre varões de GFRP ou CFRP com o betão e, em particular, a influência dos seguintes tipos de acabamento da superfície dos varões: (i) revestimento com areia; (ii) superfície texturada; (iii) enrolamento helicoidal revestido com uma camada fina de areia; (iv) nervurado; e (v) enrolamento helicoidal (sem revestimento de areia). A influência do diâmetro dos varões e da classe de betão no desempenho da ligação foi igualmente estudada. Para tal, os autores realizaram ensaios de arrancamento em 88 provetes cúbicos (com aresta de 200 mm), em que o comprimento de amarração foi mantido constante em todos os provetes e igual a 5 vezes o diâmetro dos varões. Foram utilizados dois tipos de betão, C1 e C2, com resistências à compressão de 28,6 e 52,2 MPa, respectivamente. Neste trabalho, os autores obtiveram relações tensão-deslizamento para os diversos tipos de provetes. Para os varões nervurados (figura 27), a curva ( $\tau$ - $s$ ) apresenta um comportamento linear até ser atingida a tensão de aderência máxima, com pequenos deslizamentos até este limite. Após a tensão de aderência máxima, inicia-se um ramo descendente com um declive relativamente elevado, mas com variações dos valores de tensão com o aumento do deslizamento. Os autores atribuem esta variação à reengrenagem da aderência mecânica, uma vez que o período de oscilação corresponde ao espaçamento entre nervuras do varão. Os autores verificaram ainda que o deslizamento inicial para varões de GFRP é muito superior ao do aço. Este aspecto deve-se ao facto de os varões de GFRP terem um módulo de elasticidade muito inferior ao do aço, o que leva a que apresentem deformação para forças de tracção relativamente reduzidas.

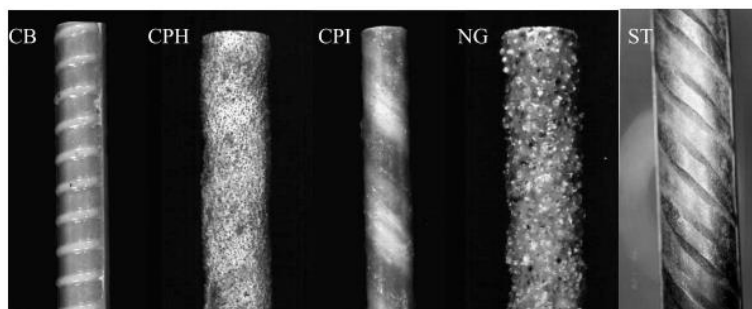




**Figura 27 - Curvas tensão-deslizamento para varões de GFRP nervurados com diferentes diâmetros, Legenda: diâmetro nominal (mm) – Número do provete – tipo de betão (adaptado de [3])**

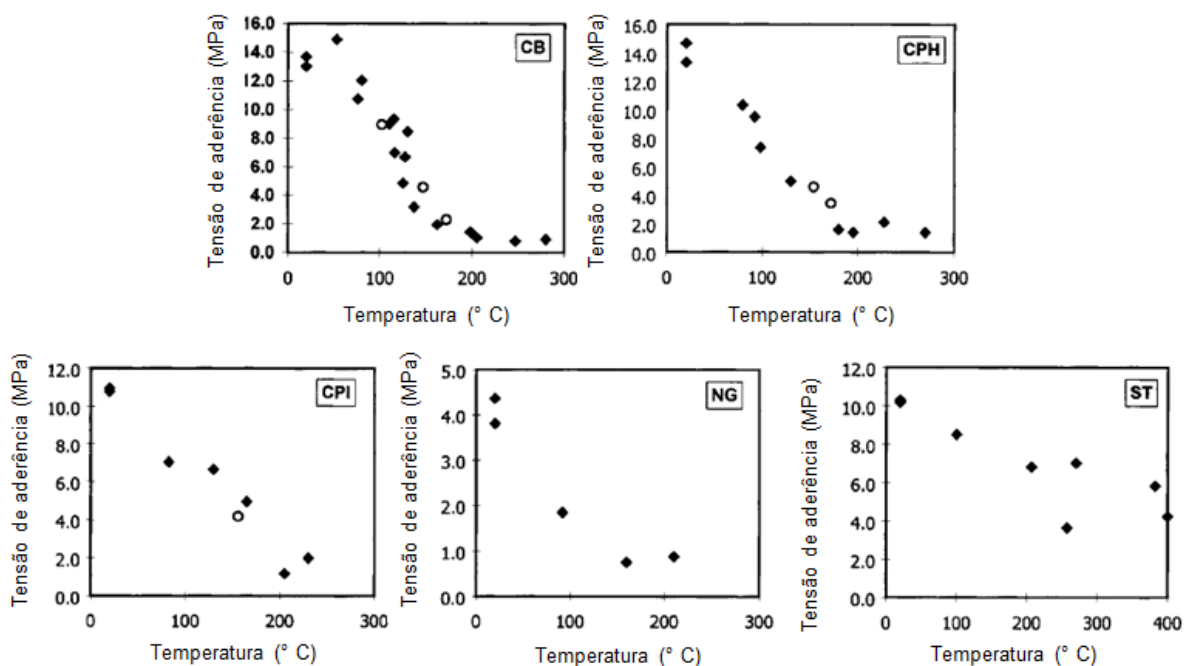
### 2.6.7 Efeito da temperatura na aderência GFRP-betão

Com o aumento da temperatura verifica-se uma diminuição significativa das propriedades mecânicas das fibras de reforço e (sobretudo) da matriz polimérica que constituem os varões de GFRP, afectando, conseqüentemente, a sua ligação ao betão. Katz *et al.* [45] realizaram ensaios de arrancamento a varões de aço nervurados (ST, figura 28) e a varões de GFRP com 12,7 mm de diâmetro com 4 tipos de acabamentos diferentes (figura 28): (i) nervurados (CB); (ii) enrolamento helicoidal de fibra (CPI); (iii) enrolamento helicoidal revestido com uma camada fina de areia (CPH); e (iv) enrolamento helicoidal revestido com areia (NG). Os provetes foram sujeitos a temperaturas entre 20 °C (temperatura ambiente) e 250 °C de forma a estudar as propriedades da ligação a diferentes temperaturas. Foram realizados dois tipos de ensaios distintos, o primeiro onde o provete é aquecido até à temperatura pretendida e depois feito o ensaio de arrancamento a uma velocidade de escorregamento constante, STRL, e um segundo tipo onde o provete é carregado até um determinado carregamento e depois aquecido até se iniciar o deslizamento, SLRT. A temperatura foi medida no interior do betão com recurso a um termopar. O betão utilizado apresentava resistência à compressão aos 28 dias de 35 MPa.



**Figura 28 - Diferentes varões e coberturas usadas em [45]**

Dos resultados obtidos na campanha experimental (figura 29), os autores concluíram que todos os varões apresentam elevada tensão de aderência à temperatura ambiente (entre 10,9 e 13,2 MPa), apresentando resultados similares aos obtidos para os varões de aço (11,2 MPa). Para temperaturas entre 80 e 160 °C, verificou-se uma redução da tensão de aderência para todos os varões de GFRP. À temperatura de 200 °C a tensão de aderência reduziu cerca de 80% quando comparada com a temperatura ambiente, enquanto para os varões de aço a redução foi de apenas 38%. Para temperaturas superiores a 200 °C, a tensão de aderência manteve-se praticamente constante.



**Figura 29 - Efeito da temperatura na tensão de aderência para varões de GFRP com diferentes revestimentos (● ensaios STRL; ○ ensaios SLRT) (adaptado de [45])**

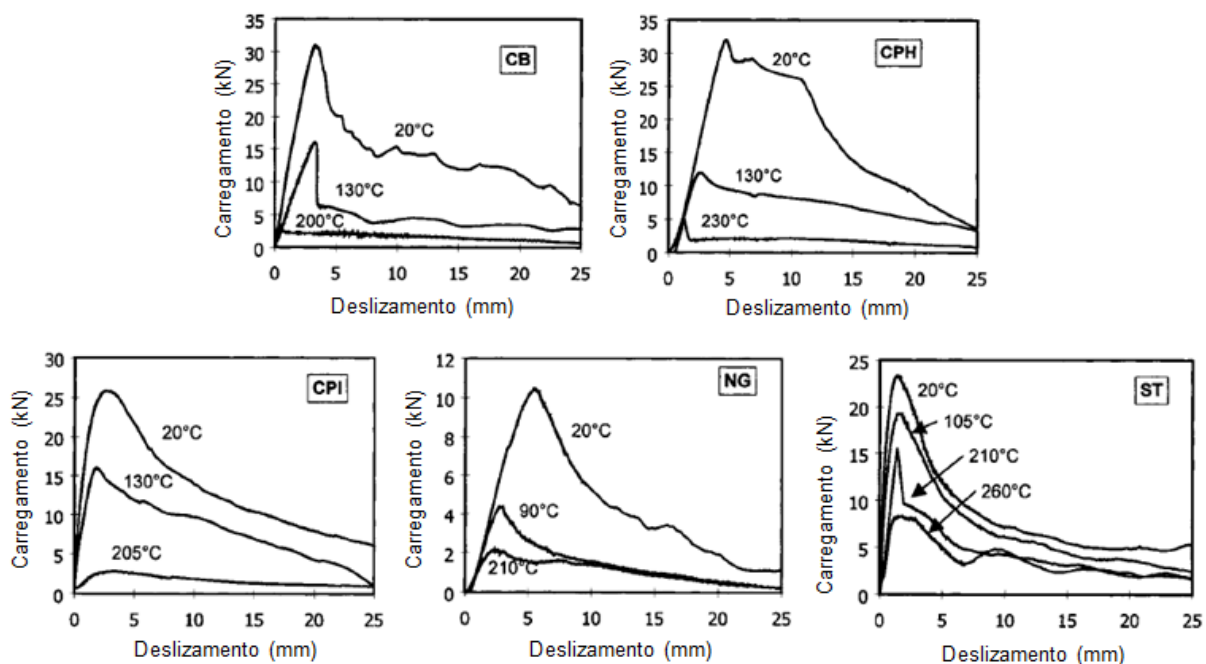
Na tabela 4 apresenta-se os valores da tensão de aderência máxima obtidos em cada tipo de varão à temperatura ambiente e a 200 °C.

**Tabela 4 - Resultados da tensão de aderência à temperatura ambiente, tensão de aderência residual a temperaturas superiores a 200°C e percentagem de perda de tensão de aderência (adaptado de [45])**

Tipo de varão	Tensão de aderência (MPa)		Perda de tensão de aderência (%)
	Temperatura Ambiente	Tensão de aderência residual	
CB	13,2	1,1	91,7
CPH	12,2	1,7	86,1
CPI	10,9	1,6	85,3
NG	4,1	0,8	80,5
ST	11,2	6,9	38,4

Na investigação referida acima, os autores avaliaram ainda a relação entre o carregamento e o deslizamento, medido na ponta carregada do provete, a diferentes temperaturas (curvas P-s representadas na figura 30). Os autores verificaram que, para todos os tipos de varão, o declive do ramo ascendente da curva é superior para temperaturas mais reduzidas, diminuindo com o aumento da temperatura. No ramo descendente, os autores identificaram um comportamento da curva que pode ser

dividida em duas partes: (i) ocorre primeiro uma redução abrupta da carga após ser atingido o valor máximo do carregamento; (ii) segue-se um decréscimo mais moderado dos valores do carregamento com aumento do deslizamento. O facto de o ramo descendente se tornar mais próximo de linear com o aumento da temperatura deve-se à degradação da superfície polimérica, sendo a aderência apenas por fricção. Os autores concluíram que as deformações na superfície do varão têm um papel muito importante na aderência uma vez que os varões lisos apresentam apenas 10 a 20% da aderência dos varões nervurados. O efeito da superfície é observável pela taxa a que a redução da força ocorre para a primeira parte da curva e os valores de força e deslizamento da curva descendente.



**Figura 30 - Curvas P-s para os varões de GFRP testados a diferentes temperaturas (adaptado de [45])**

Num trabalho no seguimento do anterior, Katz e Berman [46] identificaram quatro parâmetros que afectam a aderência entre varões de GFRP e o betão a temperaturas elevadas: (i) tensão de aderência à temperatura ambiente; (ii) temperatura de transição vítrea do polímero à superfície do varão; (iii) ligações moleculares da matriz polimérica; e (iv) tensão de aderência residual que é a tensão de aderência a temperaturas elevadas, a partir das quais o valor de redução da tensão de aderência deixa de ser significativo. Com base nestes parâmetros, os autores definiram uma fórmula semi-empírica (equação 2.27) para determinar o efeito da temperatura na tensão de aderência.

Os autores verificaram que a expressão proposta se adequava aos resultados experimentais, tal como se observa na figura 31. As variáveis, a, b, c, d são constantes que representam no modelo as propriedades dos materiais. As constantes a e d estão relacionadas com a tensão de aderência e a temperatura; b e c relacionam-se com a temperatura de transição vítrea do material e a dimensão da rede tridimensional de ligações do polímero. A variável  $\tau^*$  representa a tensão de aderência normalizada e T representa a temperatura. O parâmetro  $k_1$  tem em consideração o efeito de redução de tensão de aderência para temperaturas reduzidas.

$$\tau^* = a \tanh[-b(T - k_1 c)] + d \quad (2.27)$$

As constantes  $a$  e  $d$  são os parâmetros que controlam a posição vertical da curva no eixo  $y$ . As constantes  $b$  e  $c$  controlam a posição horizontal da curva onde ocorre a transição da assíntota superior com a inferior. O comportamento da curva na zona de transição é determinado pelo número de ligações moleculares da matriz polimérica e pela temperatura de transição vítrea,  $T_g$ . Após determinar como todas as variáveis afectam o comportamento da ligação GFRP-betão as variáveis foram introduzidas na equação 2.27 e obtiveram a equação 2.28 onde o parâmetro  $C_r$ , se refere à dimensão da rede tridimensional de ligações moleculares do polímero, sendo depois esta equação adaptada aos resultados experimentais.

$$\tau^* = 0,5(1 - \tau_r^*) \tanh\left(-\frac{0,02}{C_r} \left[T - k_1 \left(T_g + \frac{k_1}{0,02} C_r\right)\right]\right) + 0,5(1 + \tau_r^*) \quad (2.28)$$

com,

$$k_1 = \begin{cases} 1, & T_g \leq 80 \\ 1 - 0.025(T_g - 80), & 80 < T_g \leq 120 \\ 0, & T_g \geq 120 \end{cases} \quad (2.29)$$

A expressão proposta mostrou estar de acordo com os resultados experimentais obtidos, apesar das diferentes propriedades dos varões ensaiados. Os resultados (figura 31) revelam uma redução drástica dos valores de tensão de aderência com o aumento da temperatura. Os varões de GFRP apresentam aproximadamente 10% do valor de tensão de aderência a temperaturas entre 150 e 200 °C (90% de redução); no caso do aço, essa redução é de apenas 30%.

Bisby *et al.* [47] confirmaram que a  $T_g$  dos varões é um parâmetro com uma influência considerável na aderência ao betão. Neste estudo, os autores realizaram ensaios de arrancamento a dois tipos de varões de GFRP com características similares a temperaturas entre 25 e 153 °C. Foram realizados testes de DMA (*Dynamic Mechanical Analysis*) e DSC (*Differential Scanning Calorimetry*) aos varões. Os resultados obtidos confirmaram as conclusões de [45], uma vez que os varões apresentaram reduções de 60 a 80% da tensão de aderência para temperaturas próximas da  $T_g$ . Os autores concluíram ainda que as reduções de tensão de aderência com o aumento da temperatura se relacionam bem com as reduções do módulo de armazenamento obtidas nos ensaios de DMA (figura 32).

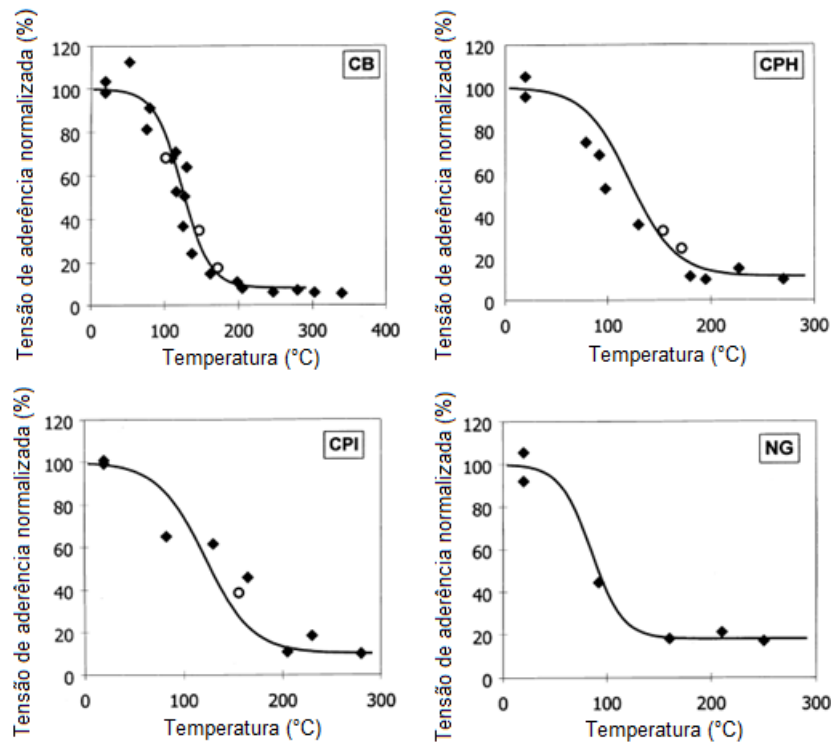


Figura 31 - Comparação dos resultados experimentais com os previstos pelos modelos (adaptado de [46])

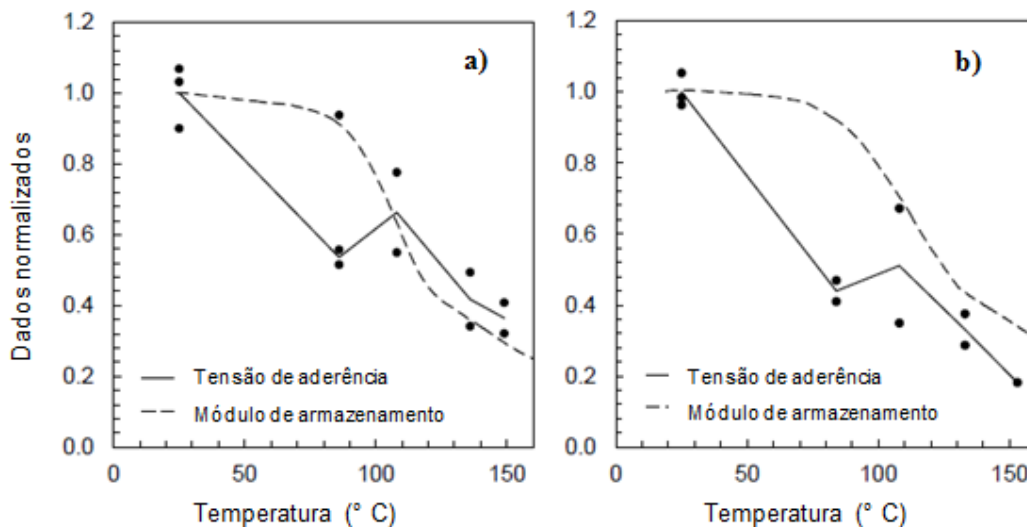
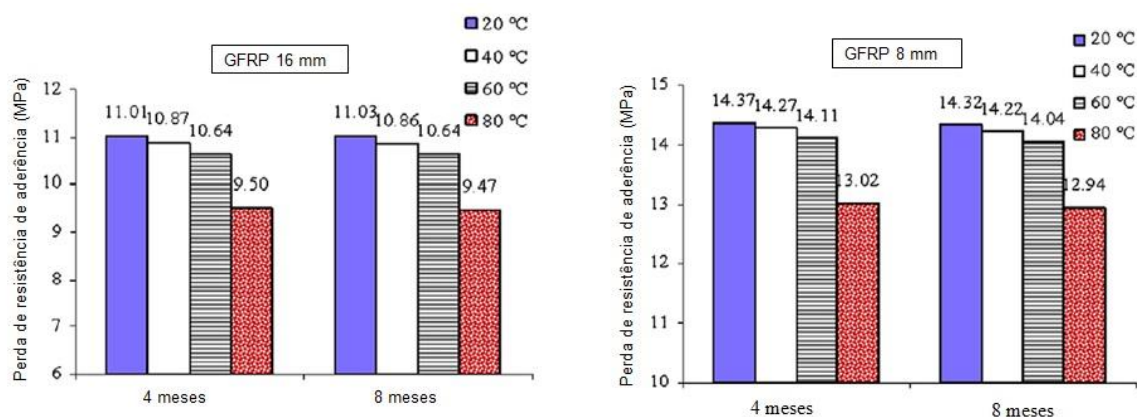


Figura 32 - Tensão de aderência normalizada e módulo de armazenamento normalizado vs. temperatura: a) varão revestido com enrolamento helicoidal e areia fina b) varão revestido com areia (adaptado de [47])

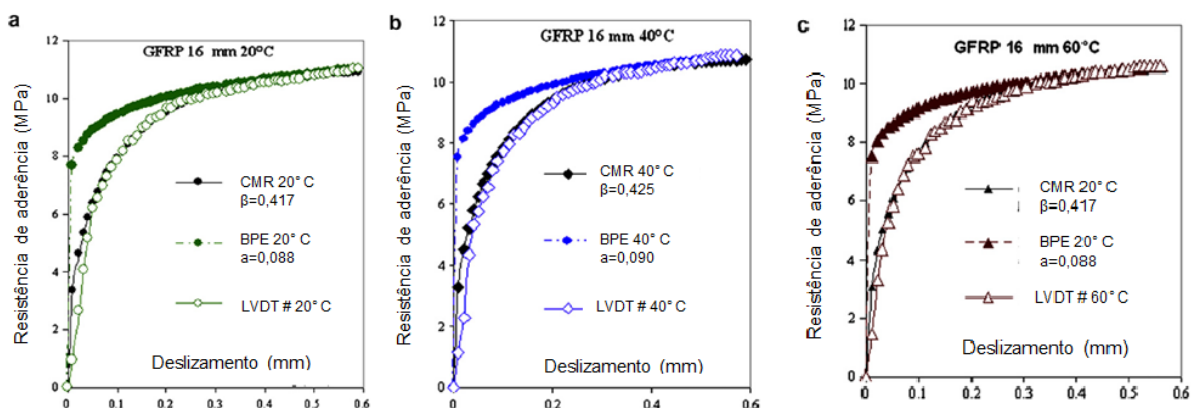
Masmoudi *et al.* [48] realizaram ensaios de arrancamento a varões de GFRP de 8 e 16 mm de diâmetro condicionados em câmaras com temperatura controlada, a temperaturas entre 20 e 80 °C durante períodos de 4 e 8 meses. Os provetes foram testados 3-5 minutos após saírem da câmara. Neste estudo, verificou-se que a exposição a temperaturas inferiores a 80 °C não provocam alterações significativas para os períodos estudados. Para a temperatura de 80 °C, quando comparado com os resultados à temperatura ambiente, verificou-se uma diminuição de tensão de aderência para ambos os tempos de exposição. Pode-se concluir pela figura 33 que o tempo a que as amostras foram expostas às temperaturas testadas (entre 60 e 80 °C) em nada alteraram a tensão de aderência, apresentando para o mesmo diâmetro perdas de resistência semelhantes tanto aos 4

meses, como aos 8 meses. Tal como nos estudos anteriores, pode ainda verificar-se a diminuição da tensão de aderência com o aumento do diâmetro, quando comparados os resultados dos varões de 8 e 16 mm.



**Figura 33 - Perda de tensão de aderência de varões de GFRP em ambiente seco após 120 e 240 dias de cura para diferentes diâmetros (adaptado de [48])**

Os autores [48] compararam ainda os dois modelos analíticos BPE e CMR ([34]) para avaliação da relação tensão de aderência-deslizamento (figura 34). Os autores concluíram que, para os resultados obtidos, o modelo CMR prevê a relação tensão-deslizamento com maior precisão que o modelo BPE.



**Figura 34 - Curvas tensão de aderência versus deslizamento para varões de GFRP de 8 mm a diferentes temperaturas (adaptado de [48])**

## 2.7 Considerações finais

Neste capítulo procurou-se quantificar as características dos materiais FRP e o comportamento da aderência dos varões de GFRP com o betão à temperatura ambiente bem como o efeito da temperatura elevada nessa relação.

Relativamente ao estudo da aderência entre GFRP e betão a temperaturas elevadas é de destacar o reduzido número de trabalhos experimentais e dados existentes. Os trabalhos utilizados como referência, [45] têm cerca de 15 anos tendo existido diferenças na produção de varões e evoluções nos materiais. Na literatura existem poucos dados para as diferentes geometrias de varões existentes e as curvas tensão de aderência vs. deslizamento são apenas estudadas para um número limitado de

temperaturas, existindo, portanto, a necessidade de investigação nesta área de forma a permitir uma maior segurança na definição do comportamento da aderência entre os varões de GFRP e o betão a temperaturas elevadas.

A revisão da literatura apresentada neste capítulo permite concluir que:

- A rigidez da interface GFRP-betão diminui com o aumento da temperatura e pode ser avaliado pelo declive do ramo ascendente das curvas força vs. deslizamento;
- O tipo de acabamento superficial dos varões de GFRP é um parâmetro importante no estudo da aderência dos varões pois afecta a taxa de redução da força na fase inicial pós pico e os valores de forças deslizamento na segunda fase do ramo descendente;
- O diâmetro dos varões afecta a tensão de aderência. A máxima tensão aderência diminui com o aumento do diâmetro dos varões;
- O valor da  $T_g$  dos varões de GFRP é uma temperatura importante uma vez que se verifica uma redução considerável das tensões de aderência para valores de temperaturas próximos da temperatura de transição vítrea;
- A redução da tensão de aderência com a temperatura relaciona-se bem com o módulo de armazenamento medido nos ensaios DMA dos varões.





## **3 Programa Experimental**

### **3.1 Objectivos do programa experimental**

As propriedades mecânicas dos varões de GFRP, bem como a sua aderência ao betão, sofrem alterações significativas com o aumento da temperatura, pelo que este é um aspecto crítico para a sua aplicação na construção como armadura interna para elementos estruturais de betão. A presente dissertação tem como principal objectivo estudar experimentalmente a aderência entre varões de GFRP e o betão a temperaturas elevadas. Em particular, pretende-se avaliar a influência da temperatura nos seguintes parâmetros: (i) resistência de aderência; (ii) modos de rotura; (iii) relação constitutiva aderência vs. deslizamento. Para esse efeito, foi desenvolvido um programa experimental, apresentado no presente capítulo, que foi realizado no Laboratório de Estruturas e Resistência de Materiais (LERM) do Instituto Superior Técnico.

### **3.2 Plano de ensaios**

O programa experimental é constituído por 26 ensaios de arrancamento a varões de GFRP com 10 mm de diâmetro e superfície revestida a areia, embebidos em cilindros de betão (a geometria dos provetes é apresentada na secção 3.4.1). Os ensaios foram realizados em provetes com dois comprimentos de amarração distintos e a diferentes temperaturas, com o objectivo de avaliar o efeito destes dois parâmetros no comportamento da aderência entre os varões e o betão.

Foram avaliados os seguintes dois comprimentos de embebimento: 5 e 9 vezes o diâmetro dos varões (5d e 9d), respectivamente 50 mm e 90 mm. Os ensaios foram realizados às seguintes quatro temperaturas, que incluem a temperatura de transição vítrea do material dos varões (98 °C, *cf.* secção 3.3.2.1): 20, 60, 100 e 140 °C (T20, T60, T100 e T140). Para cada comprimento de embebimento e temperatura foram ensaiados 3 provetes. Nestes ensaios, foi definida a seguinte nomenclatura: T#\_#d\_P#, em que T# é a temperatura de ensaio (20, 60, 100 ou 140 °C), #d é o comprimento de embebimento (5d ou 9d) e P# é o número do provete de cada série (1 a 3).

Foram ainda realizados ensaios de caracterização dos materiais. Em particular, foram realizados ensaios de resistência à compressão simples em cubos de betão e ensaios de resistência à tracção por compressão diametral em cilindros de betão aos 28 e aos 111 dias, correspondendo a última idade ao valor médio da idade dos provetes sujeitos a ensaios de arrancamento. No caso dos varões de GFRP, foram realizadas análises mecânicas dinâmicas (DMA) para determinar a sua temperatura de transição vítrea e ensaios de tracção a temperaturas entre 20 °C e 300 °C que permitiram avaliar a degradação com a temperatura da resistência e do módulo de elasticidade [49].

### 3.3 Materiais utilizados

#### 3.3.1 Betão

O betão utilizado é da classe de resistência C25/30 com cimento tipo CEM II/A-L 42.5R. O betão foi fornecido pela empresa Unibetão, tendo todos os provetes sido betonados em laboratório. No momento da betonagem, para além dos provetes para os ensaios de arrancamento, foram produzidos provetes cúbicos e cilíndricos para determinação e controlo das propriedades do betão. Os provetes para quantificação das propriedades aos 28 dias de idade foram curados numa câmara saturada (20 °C e ~100% de humidade relativa), enquanto os provetes ensaiados aos 111 dias (idade representativa do instante dos ensaios de arrancamento) foram curados em local coberto, à temperatura ambiente do laboratório, de forma a imitar as condições de cura dos provetes utilizados nos ensaios de arrancamento.

Os ensaios à compressão foram realizados de acordo com a norma NP EN 12390-3 [50] e os ensaios à compressão diametral foram efectuados de acordo com a norma NP EN 12390-6 [51]. Foi ainda estimado o módulo de elasticidade de acordo com a expressão do quadro 3.1 do Eurocódigo 2 [15], com base no valor médio da resistência à compressão do betão

Na tabela 5, estão resumidas as propriedades mecânicas do betão nas diferentes idades a que os ensaios foram realizados, salientando-se o facto de as condições cura dos provetes ensaiados aos 28 dias terem sido diferentes (mais favoráveis) do que as dos provetes ensaiados aos 111 dias. O valor de  $f_{cm}$  dos cilindros foi determinado aproximadamente como 80% do valor obtido para os cubos. Os valores das propriedades aos 28 dias (anexo I) são próximos dos valores típicos deste tipo de betão. A resistência à tracção aos 28 dias verificou-se superior aos 111 dias.

**Tabela 5 – Propriedades mecânicas do betão com diferentes idades (média ± desvio padrão)**

Propriedades	Idade do betão	
	28 dias	111 dias
$f_{cm,cubos}$ (MPa)	42,91 ± 0,83	43,25 ± 0,88
$f_{cm,cilindro}$ (MPa)	34,33 ± 0,83	34,60 ± 0,88
$f_{ck,cubos}$ (MPa)	41,55 ± 0,83	41,81 ± 0,88
$f_{ck,cilindro}$ (MPa)	33,24 ± 0,67	33,45 ± 0,71
$E_{cm}$ (GPa)	30,65 ± 0,18	30,72 ± 0,19
$f_{ctm}$ (MPa)	3,10 ± 0,67	3,11 ± 0,71
$f_{ctk}$ (MPa)	1,66 ± 0,51	1,41 ± 0,46

#### 3.3.2 Varões de GFRP

Neste estudo foram utilizados varões rectos de GFRP de 10 mm de diâmetro, fabricados pela empresa *Hughes Brothers*, do modelo *Aslan 100*, com acabamento superficial em areia, associado a uma fibra enrolada de forma helicoidal. Na tabela 6 são apresentadas as principais características mecânicas dos varões indicadas pelo fabricante. Estes varões foram posteriormente testados em ensaios de tracção e realizados ensaios DMA [49].

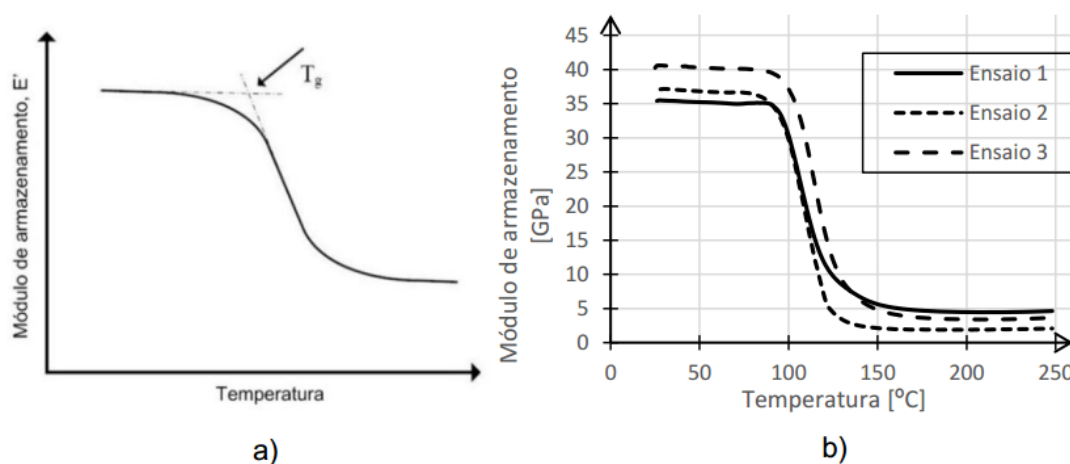
**Tabela 6 – Propriedades mecânicas dos varões estudados de acordo com o fabricante**

Modelo do varão	Resistência à tracção [MPa]	Carregamento de rotura [kN]	Módulo de elasticidade [GPa]	$T_g$ [°C]
Aslan 100	827	58.72	46	110

### 3.3.2.1 Análise mecânica dinâmica

No âmbito do projecto em que a presente dissertação se insere, foram realizados ensaios de análise mecânica dinâmica (DMA) e ensaios de tracção aos varões de GFRP para caracterizar o seu desempenho termo-mecânico [49].

Os ensaios de DMA foram realizados com base nas directrizes da norma ASTM E1640 [52], num esquema de ensaios em flexão a três pontos em três provetes com geometria de  $50 \times 8 \times 3 \text{ mm}^3$ , cortados dos varões de GFRP. Os provetes foram ensaiados entre a temperatura ambiente e  $250 \text{ °C}$ , a uma taxa de aquecimento de  $1 \text{ °C/min}$  e a uma frequência oscilatória de  $1 \text{ Hz}$ . Neste ensaio é possível determinar o módulo de armazenamento, que corresponde à rigidez (elástica) do material, e que permite determinar a  $T_g$  uma vez que o módulo de armazenamento apresenta variações significativas com a temperatura. Apresenta-se na figura 35 a variação do módulo de armazenamento em função da temperatura e na tabela 7 os valores de  $T_g$  obtidos a partir do decaimento do módulo de armazenamento, como base nos quais se estimou a  $T_g$  em cerca de  $98 \text{ °C}$ .



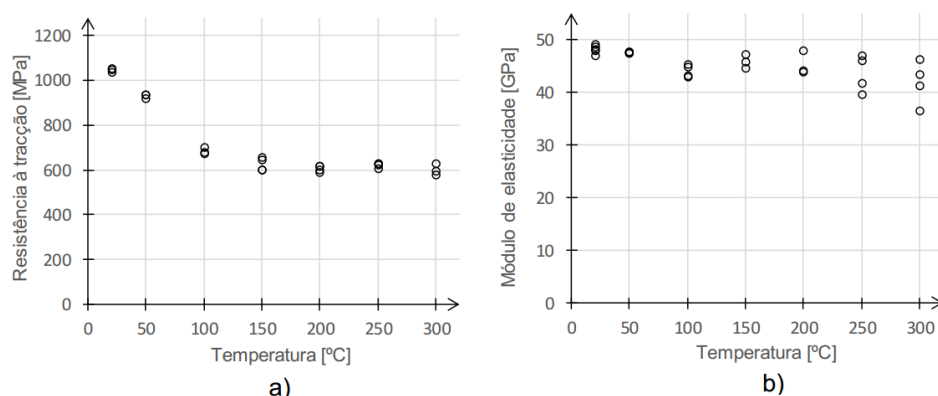
**Figura 35 – a) Determinação da temperatura de transição vítrea de acordo com a norma ASTM E1640 [52]; b) Variação do módulo de armazenamento em função da temperatura para os vários ensaios realizados [49]**

**Tabela 7 – Resultados dos ensaios de DMA com base na curva do módulo de armazenamento (adaptado de [49])**

Ensaio	$T_g$	$T_{g,média} \pm$ Desvio padrão	CV (%)
1	93,4	98,2 $\pm$ 3,5	3,5
2	96,0		
3	102,2		

### 3.3.2.2 Ensaios de tracção

O efeito do aumento da temperatura nos varões de GFRP conduz a uma diminuição da sua rigidez e resistência, sendo, portanto, necessário e relevante caracterizar o seu comportamento a temperaturas elevadas. No âmbito deste projecto, [49] realizou ensaios à tracção em varões de GFRP do mesmo lote dos utilizados na presente dissertação. Estes ensaios foram realizados com recurso a um videoextensómetro para a medição da deformação axial. Os varões foram ensaiados à temperatura ambiente bem como a diferentes temperaturas elevadas, entre 50 °C e 300 °C (limite máximo da câmara térmica utilizada). De acordo com as directrizes indicadas em [41] e [53] a taxa de aumento do deslocamento foi de 6 mm/min e o ensaio teve a duração máxima de 5 minutos. Na figura 36 e na tabela 8 são apresentados os resultados obtidos nos ensaios realizados.



**Figura 36 – Resultados dos ensaios de tracção em varões de GFRP para diferentes temperaturas – a) Resistência à tracção; b) Módulo de elasticidade [49]**

**Tabela 8 – Resultados dos ensaios de tracção em varões de GFRP (adaptado de [49])**

Temperatura [°C]	Resistência [MPa]	Módulo de elasticidade [GPa]
	Média $\pm$ desv. padrão (CV)	Média $\pm$ desv. padrão (CV)
20	1045.0 $\pm$ 8.4 (0.8%)	48.2 $\pm$ 0.8 (1.7%)
50	927.5 $\pm$ 8.0 (0.3%)	47.6 $\pm$ 0.1 (0.3%)
100	682.4 $\pm$ 14.6 (2.1%)	44.1 $\pm$ 1.2 (2.75)
150	623.2 $\pm$ 30.6 (4.9%)	45.9 $\pm$ 1.3 (2.8%)
200	603.7 $\pm$ 15.1 (2.5%)	45.3 $\pm$ 2.2 (4.8%)
250	619.3 $\pm$ 11.2 (18%)	43.7 $\pm$ 3.6 (8.2%)
300	598.2 $\pm$ 23.5 (3.9%)	41.8 $\pm$ 4.1 (9.8%)

Com base nos resultados obtidos conclui-se: (i) o módulo de elasticidade apresenta uma ligeira redução até 300 °C, apresentando para esta temperatura uma retenção de cerca de 87% do valor à temperatura ambiente; (ii) ocorre uma redução (muito mais) significativa da resistência à tracção com a temperatura, que é particularmente acentuada até cerca de 100 °C (65% da resistência à temperatura ambiente), verificando-se depois uma redução mais moderada à medida que a temperatura aumenta.

Da comparação destes resultados com os obtidos nos ensaios de DMA, pode-se então concluir que a perda de resistência quando a temperatura se aproxima dos 100 °C se deve à degradação das propriedades da matriz polimérica, devido ao fenómeno de transição vítrea. Esta constatação está de acordo com o já referido na secção 2.3.2.

### 3.4 Ensaios de arrancamento

#### 3.4.1 Geometria dos provetes

Neste estudo foram utilizados provetes cilíndricos de betão com 15 cm de altura e 15 cm de diâmetro. As dimensões dos provetes foram determinadas de forma a garantir um recobrimento suficiente aos varões, evitando a rotura por *splitting*, tendo sido também limitados pelas dimensões interiores da câmara térmica utilizada, descrita adiante.

No interior de cada cilindro de betão, foi inserido um varão de GFRP com 10 mm de diâmetro e um comprimento total de 745 mm, tal como se mostra na figura 37. O comprimento de embebiamento em que o varão ficou em contacto directo com o betão foi de 50 mm ou de 90 mm, dependendo da série experimental.

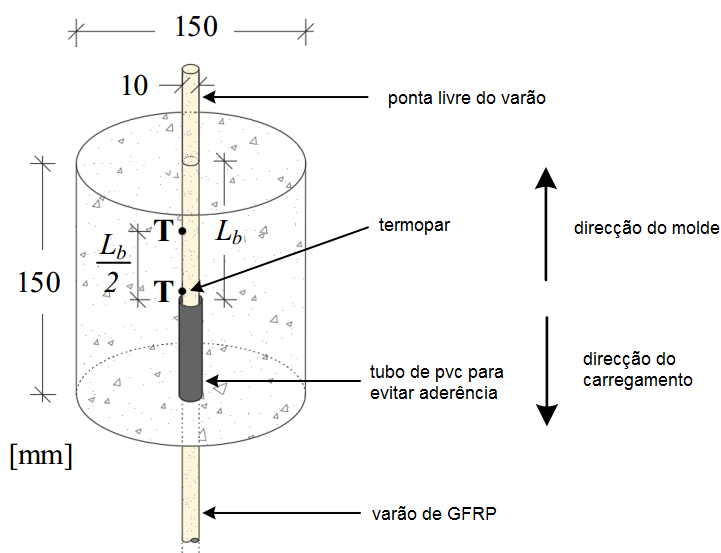


Figura 37 – Dimensões e pormenor da colocação dos termopares nos provetes de betão cilíndricos (adaptado de [54])

#### 3.4.2 Preparação dos provetes

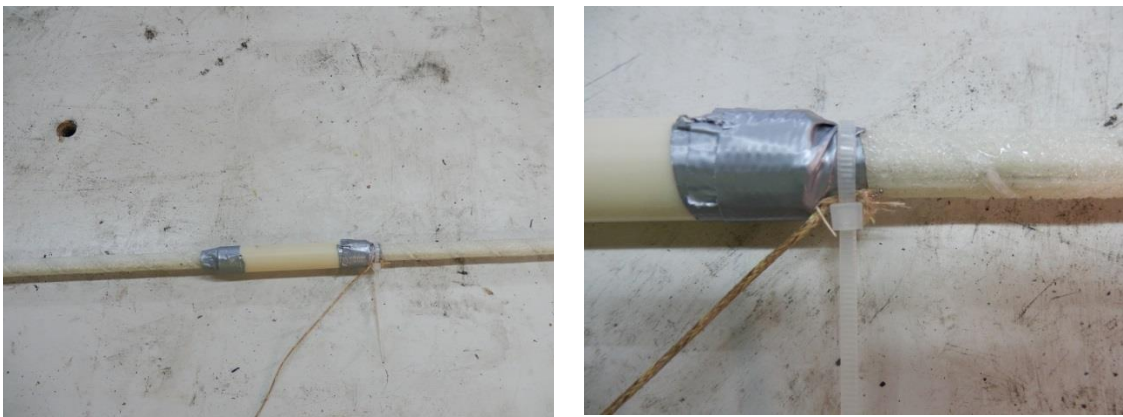
Na preparação dos provetes para os ensaios de arrancamento teve-se especial cuidado com o esmagamento do varão na zona de aperto da máquina. Baseado em ensaios anteriores e nas

recomendações dos documentos [55]–[57], foi utilizado um tubo cilindro metálico (com 20 mm de diâmetro e 1 mm de espessura de parede) na extremidade do varão em que foi aplicada a carga. A ligação foi materializada através da injeção de resina epóxida (produzida pela *Sika*, modelo *Sikadur-330*) no espaço entre o tubo e o varão através de um orifício no tubo. A centralidade do varão no tubo foi garantida com recurso a duas peças em madeira em cada um dos limites do mesmo (figura 38).



**Figura 38 – esquerda: pormenor do tubo metálico; direita: injeção da resina que garante a aderência entre o tubo e o varão**

Outro aspecto importante prendeu-se com o controlo da zona do varão em contacto com o betão. Para isso, antes da betonagem, foram colocados tubos de PVC de forma a garantir os comprimentos de aderência pretendidos (figura 39). Para a medição das temperaturas no interior dos provetes durante os ensaios, foram ainda colocados 2 termopares em todos os varões, seguros aos varões com braçadeiras plásticas (figura 39).



**Figura 39 – Pormenor do tubo de PVC que impede a aderência do varão ao betão e termopar seguro pela braçadeira plástica**

Para as cofragens dos provetes, foram construídas caixas em contraplacado de madeira com 45 x 60 cm<sup>2</sup> de área, de forma a suportar os provetes cilíndricos (figura 40). O molde dos provetes cilíndricos propriamente dito foi efectuado com recurso a tubos de PVC com 15 cm de diâmetro interior, 4 mm de espessura de parede e 15 cm de altura. Na realização das caixas houve a preocupação de garantir a centralidade dos varões nos moldes plásticos, pelo que os furos realizados na base de madeira e na base da caixa foram feitos simultaneamente.



**Figura 40 – Pormenor das caixas de cofragem e alinhamento dos varões no tubo de PVC**

Como referido, a betonagem de todos os provetes foi efectuada em laboratório e de forma simultânea, tendo o betão sido adequadamente vibrado após a colocação do betão nos moldes. A cura dos provetes foi feita num local coberto à temperatura ambiente, com rega periódica dos provetes (e também dos cubos e cilindros para determinação das propriedades do betão aos 111 dias de idade). A descofragem ocorreu 10 dias após a betonagem (figura 41).

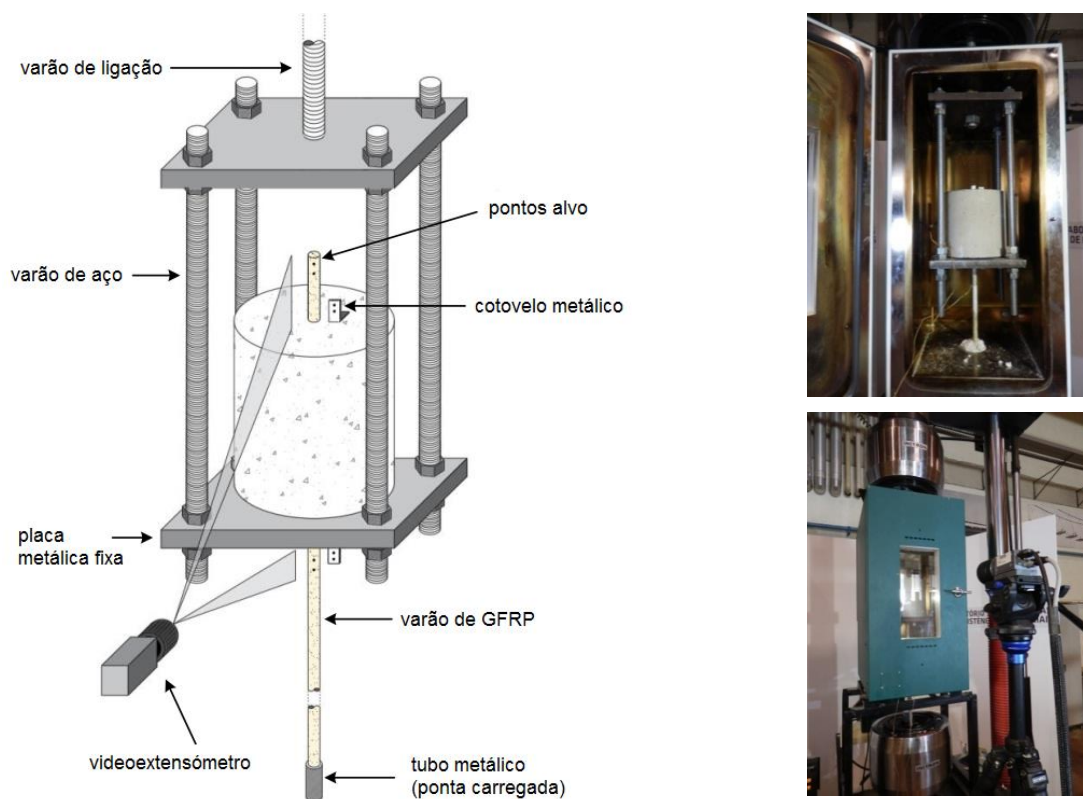


**Figura 41 – Esquerda: todos os provetes realizados para os ensaios de arrancamento e de caracterização do betão; direita: provetes após descofragem.**

### 3.4.3 Esquema de ensaio e instrumentação

No início do procedimento experimental, utilizou-se para medição dos deslizamentos um extensómetro em conjunto com o videoextensómetro para medição dos deslizamentos do varão, de forma a garantir que existia uma boa leitura dos valores estudados pelos equipamentos. Uma vez que se verificou que as leituras do videoextensómetro eram validadas pelas leituras do extensómetro optou-se por utilizar apenas a primeira técnica por ser de mais fácil e rápida utilização.

Na figura 42 apresenta-se uma visão geral do esquema de ensaio utilizado nos ensaios de arrancamento, em que foram utilizados os seguintes equipamentos: (i) máquina universal de ensaios *Instron*, com 250 kN de capacidade; e (ii) câmara térmica *Tinius Olsen*, com dimensões interiores de 605 x 250 x 250 mm, temperatura máxima de 300 °C e precisão térmica de  $\pm 1$  °C, utilizada para aquecer os provetes.



**Figura 42 – Esquema de ensaio com pormenor do interior e exterior da câmara térmica (adaptado de [54])**

De forma a aplicar a carga nos provetes, foi desenvolvida uma peça de ensaio constituída por duas chapas metálicas quadradas, com geometria de 200 x 16 mm, que foram ligadas entre si por varões de aço com 14 mm de diâmetro e 500 mm de comprimento.

Em termos de instrumentação, foi utilizado um vídeo-extensómetro (câmara *Sony XCG-5005E* com lentes *Fujinon – Fujifilm HF50SA-1*) para medir o deslocamento em diferentes posições do varão. Foram também utilizados termopares tipo K com 0,25 mm de diâmetro de fio condutor, para medir a temperatura no interior do betão. Os termopares foram colocados, um no centro do provete junto ao varão, outro a meia altura do varão e um terceiro para medir a temperatura dentro da câmara térmica.

O registo dos dados das temperaturas foi feito com recurso a um computador ligado a *data loggers* da marca *HBM* que também registaram a força aplicada pela máquina e o deslocamento relativo entre os seus cabeçotes (frequência de aquisição de 10Hz). Os dados registados pelo vídeo-extensómetro foram recolhidos com recurso a um *data logger* próprio (frequência de aquisição de 10Hz).

#### **3.4.4 Procedimento experimental**

Para os ensaios a temperatura ambiente (figura 43), o procedimento experimental iniciou-se com a colocação da gaiola de ensaio na máquina de ensaios universal. A ligação do provete à máquina é assegurada por um sistema de garras que permite o aperto adequado dos varões (o inferior em GFRP e o superior metálico). De seguida, é iniciado o ensaio de tracção, que foi realizado em controlo de deslocamentos, a uma velocidade de 1 mm/min até à rotura do provete. A determinação da velocidade de carregamento foi feita com base na revisão de várias normas existentes ([56], [41],[53]). Neste estudo optou-se por escolher as diretrizes da norma ACI 440.3R-1 [56] uma vez que

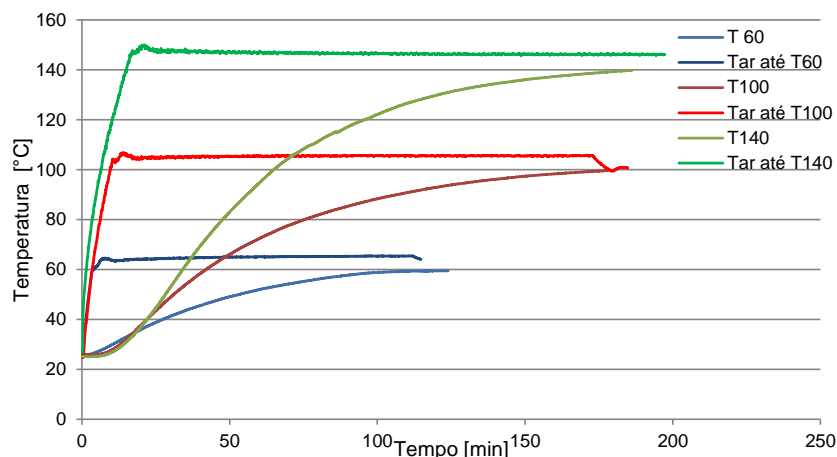


é a única que sugeria um controlo por deslocamento. De acordo com a norma o controlo por deslocamento deve ser inferior a 1,3 mm/min, ou caso o controlo seja feito por controlo de carregamento de 20 kN/min. A norma JSCE-E 531 [41] e a norma ISO 10406-1 [53] sugerem um controlo pela tensão de aderência média que pode variar entre os 10 kN/mm<sup>2</sup>/mm e os 20 kN/mm<sup>2</sup>/mm.



**Figura 43 – Foto ilustrativa do ensaio a temperatura ambiente**

Para os ensaios realizados a temperatura elevada (60, 100 e 140 °C) o procedimento foi ligeiramente diferente, uma vez que foi necessário o aquecimento do provete. Nestes ensaios, foi necessário adaptar a câmara térmica à máquina de ensaios e colocar a gaiola de carga no interior da câmara. De seguida, foi feita a ligação dos termopares aos *dataloggers* e foi iniciado o aquecimento da câmara, a uma taxa média de 8,4 °C/min. Na figura 44 ilustra-se, para cada temperatura de ensaio, a evolução da temperatura no interior do provete (termopar mais interior do provete); a interface betão-varão foi aquecida a uma taxa (que não foi constante ao longo dos ensaios) que variou entre 0,3 °C/min (60 °C) e 0,9 °C/min (140 °C). Após ser atingida a temperatura pretendida (na interface) foi iniciado o ensaio de tracção, que seguiu o mesmo procedimento dos ensaios a temperatura ambiente. Note-se que o provete foi mantido à temperatura objectivo durante todo o ensaio.



**Figura 44 – Curvas de aquecimento da interface varão-betão e do ar da câmara para as diferentes temperaturas de ensaio.**



## 4 Resultados e discussão

### 4.1 Considerações iniciais

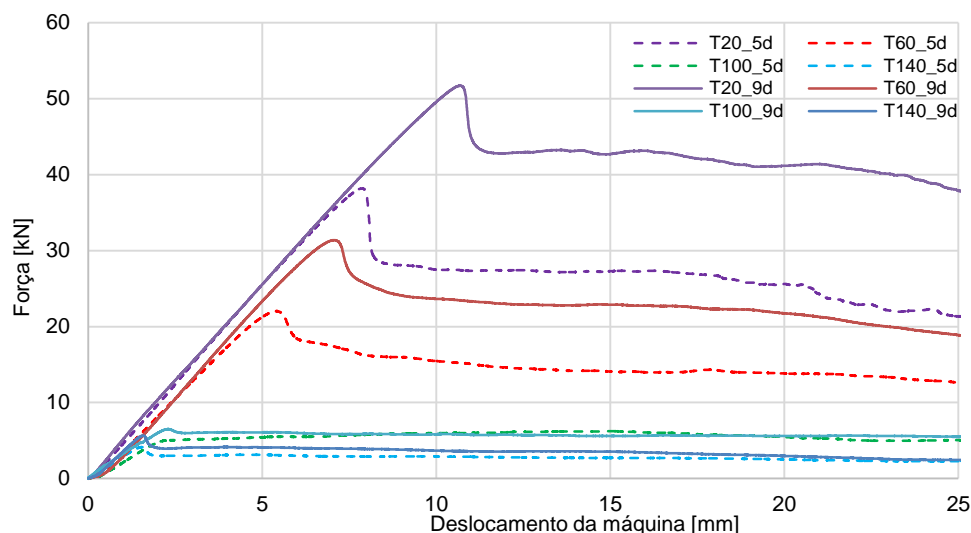
Neste capítulo são apresentados os resultados dos ensaios de arrancamento a varões de GFRP embebidos em cilindros de betão, realizados a diferentes temperaturas, entre 20 °C e 140 °C. Na secção 4.2 ilustram-se as curvas força vs. deslocamento da máquina de ensaios. Na secção 4.3 apresentam-se as curvas de tensão de aderência vs. deslizamento do varão para as diferentes temperaturas estudadas. Na secção 4.4 são apresentados os modos de rotura verificados, bem como algumas observações visuais do interior dos provetes e na superfície dos varões. Na secção 4.5 é avaliada a variação da resistência de aderência dos varões ao betão com a temperatura. Na secção 4.6 os resultados obtidos neste trabalho experimental são comparados com resultados reportados por outros autores. Na secção 4.7, com base na aplicação do modelo BPE modificado, são propostas curvas de tensão de aderência vs. deslizamento para as diferentes temperaturas, ajustadas aos resultados experimentais obtidos na presente dissertação. Na secção 4.8, apresenta-se o ajuste da lei de relaxação de Gibson *et al.* [58] aos resultados experimentais, resultando um modelo de degradação da resistência de aderência dos varões ao betão com a temperatura. Finalmente, na secção 4.9 apresentam-se as considerações finais.

### 4.2 Curvas força vs. deslocamento da máquina

Na figura 45 ilustram-se curvas representativas da relação entre a força (de tracção) aplicada e o deslocamento da máquina para cada tipo de provete ensaiado. Importa referir que este deslocamento (total) resulta das seguintes parcelas: (i) alongamento do varão de GFRP; (ii) escorregamento da interface betão-varão; (iii) alongamento das peças metálicas auxiliares de ensaio; e (iv) (eventual) escorregamento do provete nas garras da máquina. Para facilitar a análise e comparação entre as curvas, optou-se por representá-las apenas até ao valor de deslocamento de 25 mm; as curvas completas encontram-se no anexo II.

Nesta figura é possível observar que, em geral, as curvas obtidas (independentemente do comprimento aderente) se caracterizam por dois andamentos distintos, antes e após ser atingida a força máxima. Numa primeira fase, a força aplicada aumenta linearmente com o deslocamento; na segunda fase, após se atingir a força máxima, verifica-se uma diminuição abrupta no valor da força (com excepção das curvas dos provetes ensaiados a 100 °C), à qual se segue um troço em que a força diminui progressivamente até ao fim do ensaio. As curvas obtidas nos provetes ensaiados a 100 °C distinguem-se das restantes por (i) não exibirem uma diminuição abrupta da força após se atingir o valor máximo e, (ii) no caso do comprimento aderente de 5 diâmetros (curva T100\_5d na figura 45), pela força máxima ser atingida para deslocamentos consideravelmente superiores aos das restantes curvas. Esta diferença de comportamento que se observou nos resultados dos provetes ensaiados a 100 °C poderá estar relacionada com o facto de a temperatura de ensaio ser próxima da  $T_g$  dos varões de GFRP (98 °C) – a mudança do estado vítreo para o viscoso que caracteriza o fenómeno da transição vítrea poderá ter contribuído para a alteração do andamento das curvas obtidas a esta temperatura.

O efeito do comprimento aderente pode ser observado pela comparação da força máxima obtida para cada temperatura; a figura 45 mostra que, tal como esperado, o valor da força máxima é superior para o maior comprimento de aderência. Relativamente ao efeito da temperatura, a mesma figura demonstra que, tal como era expectável, a força máxima de aderência diminui com o aumento da temperatura.



**Figura 45- Curvas força vs. deslocamento da máquina de ensaios para comprimento de aderência de 5d e 9d**

A tabela 9 indica a rigidez média (global) para cada temperatura e a rigidez normalizada face à medida a 20 °C. Observa-se uma tendência para a diminuição da rigidez global do ensaio (correspondente ao declive do troço linear das curvas) com o aumento da temperatura; este resultado era igualmente esperado, uma vez que é conhecido da literatura que a rigidez dos materiais constituintes dos provetes (e da própria interface betão-varão) e do esquema de ensaio diminuem com a temperatura. Contudo, para a temperatura de 140 °C registou-se uma rigidez superior à verificada a 100 °C para ambos os comprimentos de aderência, o que não era um resultado expectável – contudo, não foram identificados os motivos para tal resultado. O desvio padrão de 0 para os provetes do tipo T20\_9d deve-se ao facto de para esta série experimental apenas ter sido possível obter uma curva válida.

**Tabela 9 - Rigidez média global obtida dos gráficos força vs. deslocamento da máquina e rigidez global normalizada ao resultado obtido a 20 °C**

Proвете	Rigidez média (kN/mm)	Desvio Padrão	Rigidez normalizada
T20_5d	5,1	-	1,00
T60_5d	3,2	0,3	0,82
T100_5d	2,8	0,38	0,54
T140_5d	2,9	0,43	0,59
T20_9d	4,9	-	1,00
T60_9d	4,8	0,16	0,97
T100_9d	3,3	0,34	0,67
T140_9d	3,8	0,38	0,78

### 4.3 Curvas tensão média de aderência vs. deslizamento

A figura 46 mostra os gráficos das curvas representativas tensão de aderência vs. deslizamento da ponta livre dos varões (todas as curvas resultantes dos ensaios experimentais encontram-se no anexo iv). Refira-se que a tensão de aderência foi calculada assumindo uma distribuição de tensões uniforme ao longo do comprimento aderente (ver secção 2.6.4). Conclui-se que com o aumento da temperatura de 20 °C para 60 °C ocorre um aumento muito considerável da rigidez (tal como se observa pelos valores indicados na tabela 10); para a temperatura de 100 °C, ocorre uma diminuição da rigidez para cerca de 60% do valor obtido à temperatura ambiente para o comprimento de aderência de 5 diâmetros e uma redução de cerca de 15% para 9 diâmetros; finalmente, para a temperatura de 140 °C, verifica-se um novo aumento da rigidez, contrariamente ao que seria expectável. Esta constatação pode ser feita pela observação dos gráficos da figura 46 e da tabela 10, onde se verifica um declive mais acentuado do troço ascendente para a temperatura de 60 °C quando comparado com as outras temperaturas, e para a temperatura de 140 °C quando comparado com a temperatura de 100 °C. Os valores de rigidez foram obtidos a partir do declive do tramo ascendente das curvas presentes na figura 46. Uma possível explicação para os aumentos de rigidez referidos acima prende-se com o facto de a matriz dos varões apresentar um coeficiente de dilatação radial elevado. O aumento da temperatura provoca a dilatação da matriz do compósito, que, ao expandir, aumenta o atrito entre o varão e o betão.

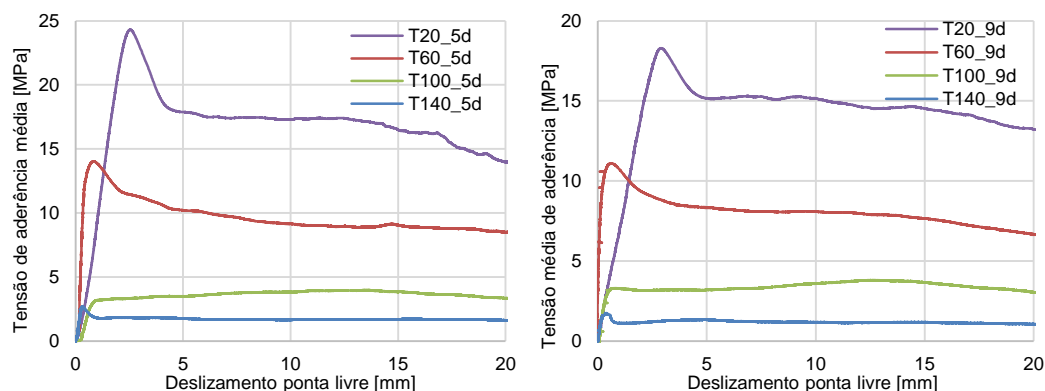


Figura 46 - Curvas tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta livre representativas para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência estudados.

Tabela 10 - Rigidez média de aderência obtida dos gráficos tensão de aderência média vs. deslizamento ponta livre e rigidez normalizada ao resultado obtido a 20 °C.

Provete	Rigidez média da ligação (MPa/mm)	Desvio Padrão	Rigidez normalizada
T20_5d	11,3	-	1,00
T60_5d	36,7	12,44	3,25
T100_5d	6,9	3,72	0,61
T140_5d	14,2	1,39	1,26
T20_9d	6,7	-	1,00
T60_9d	29,33	4,43	4,38
T100_9d	5,7	0,34	0,85
T140_9d	15,1	11,45	2,25

A diminuição de rigidez para as temperaturas mais elevadas deve-se ao facto de, apesar de a dilatação também ocorrer para temperaturas superiores, para temperaturas próximas e superiores à temperatura de transição vítrea, a matriz perde as suas características mecânicas e a aderência também é afectada, e tal contrariará o efeito da dilatação, diminuindo assim rigidez, sendo este o comportamento expectável com o aumento da temperatura.

Na figura 47 são apresentadas curvas de tensão média de aderência vs. deslizamento da ponta carregada representativas de cada tipo de provete ensaiado; refira-se que a sua representação foi limitada a 25 mm de deslizamento para uma melhor observação do comportamento (a representação completa das curvas para todos os ensaios realizados encontra-se no anexo III). A relação de aderência entre os varões de GFRP e o betão é constituída por dois ramos. O ramo ascendente apresenta um comportamento praticamente linear, onde ocorre um aumento da tensão de aderência para pequenos deslizamentos até ser atingido a tensão máxima de aderência. O ramo descendente é caracterizado por um decréscimo inicial da tensão de aderência para o início do deslizamento após o pico para depois apresentar um decréscimo muito moderado da tensão com o deslizamento. As ondulações observáveis no troço descendente após o decréscimo inicial mais abrupto representam aumentos da tensão que estão possivelmente associados ao facto de a distribuição da areia na superfície dos varões não ser completamente uniforme.

O efeito do comprimento de amarração no valor máximo da tensão de aderência média é evidente na figura 47, onde é possível observar que, para a mesma temperatura, se obtêm tensões de aderência superiores para comprimentos de amarração inferiores. Este era o resultado esperado, na medida em que se assume que a distribuição de tensão é uniforme ao longo do comprimento aderente. O comprimento de amarração não parece afectar o comportamento geral da curva.

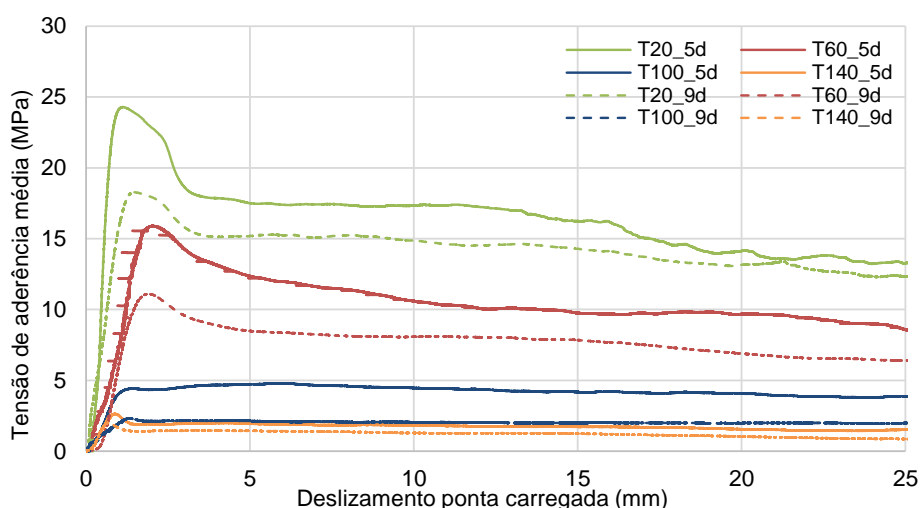
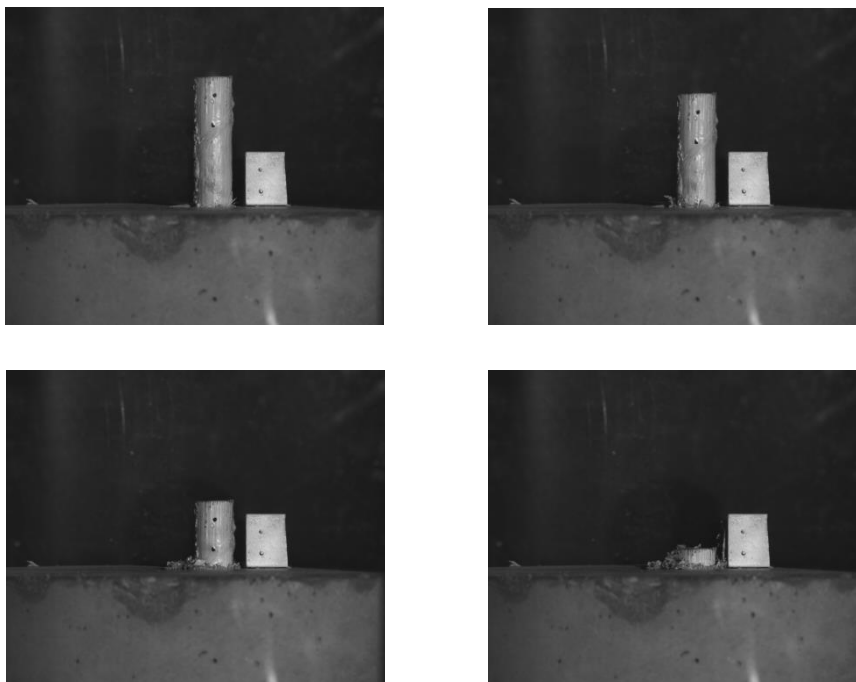


Figura 47 - Curvas tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada para comprimentos de aderência de 5d e 9d

#### 4.4 Modos de rotura e observações visuais

Nos ensaios observou-se uma rotura por *pull-out*, contudo foi necessário terminar os ensaios antes do arrancamento total do varão uma vez que se atingiu o limite de leitura dos equipamentos (quando

a porta do forno não permitia que o videoextensómetro continuasse a leitura dos pontos ou pela entrada da zona do varão no provete, onde estavam marcados os pontos de referência). No entanto, pelo comportamento evidenciado, seria expectável obter este modo de rotura caso tivesse sido possível continuar o ensaio. A sequência de imagens apresentada na figura 48 mostra a ponta livre do varão de GFRP a penetrar no provete de betão – este fenómeno foi observado em todos os ensaios realizados.



**Figura 48 - Deslizamento visível da ponta livre do varão observada em todos os ensaios (exemplo do ensaio do provete T60\_9d\_P1)**

Uma possível explicação para o declive praticamente horizontal da segunda fase das curvas representadas na figura 47 é o facto de a superfície revestida a areia do varão que se encontra fora do provete (figura 48) ir penetrando no interior do provete e, conseqüentemente, aumentar o atrito entre o varão e o betão; a força de atrito gerada pela penetração do varão no provete permitiu equilibrar a diminuição do atrito betão-varão na zona carregada; tal como se mostra na figura 49, observou-se a ocorrência de desgaste da superfície areada do varão.



**Figura 49 - À esquerda, provete seccionado longitudinalmente onde são visíveis grãos de areia resultantes do desgaste da superfície do varão; à direita, desgaste completo da camada de revestimento de areia do varão (exemplo do ensaio T60\_5d\_P2)**

## 4.5 Resistência de aderência

Da avaliação dos resultados dos ensaios experimentais foi possível determinar a força e tensão de aderência máxima atingida em cada ensaio, sendo a tensão calculada através da relação entre a força aplicada e a área da interface entre o varão e o betão (equação 4.1), onde  $\tau$  corresponde à tensão de aderência,  $F$  corresponde ao carregamento aplicado e  $l$  corresponde ao comprimento de aderência (5 ou 9 vezes o diâmetro dos varões) e  $D$  o diâmetro dos varões.

$$\tau = \frac{F}{\pi \times D \times l} \quad (4.1)$$

Na figura 50 são ilustrados os resultados obtidos, onde se apresenta a relação entre a força normalizada (obtida através da relação entre a média da força máxima registada para cada provete e a média da força registada para os provetes ensaiados à temperatura ambiente para o mesmo tipo de provete) e a temperatura. Os resultados obtidos permitem concluir que com o aumento da temperatura o valor da força máxima diminui consideravelmente, atingindo cerca de 60% da obtida a temperatura ambiente para a temperatura de 60 °C e de apenas 10% para a temperatura de 140 °C. A maior diminuição na força normalizada ocorre entre as temperaturas de 60 °C e 100 °C (cerca de 40%), esta diminuição pode dever-se ao facto de a última temperatura ser próxima da temperatura de transição vítrea. Conclui-se ainda que esta diminuição da força com a temperatura é semelhante para ambos os comprimentos de aderência estudados. Da mesma forma, a figura 51 mostra que com o aumento da temperatura ocorre uma diminuição do valor máximo da tensão de aderência média; este facto verifica-se para ambos os comprimentos de aderência estudados. Esta redução da tensão de aderência deve-se ao facto de, com o aumento da temperatura, a matriz polimérica dos varões perder características mecânicas.

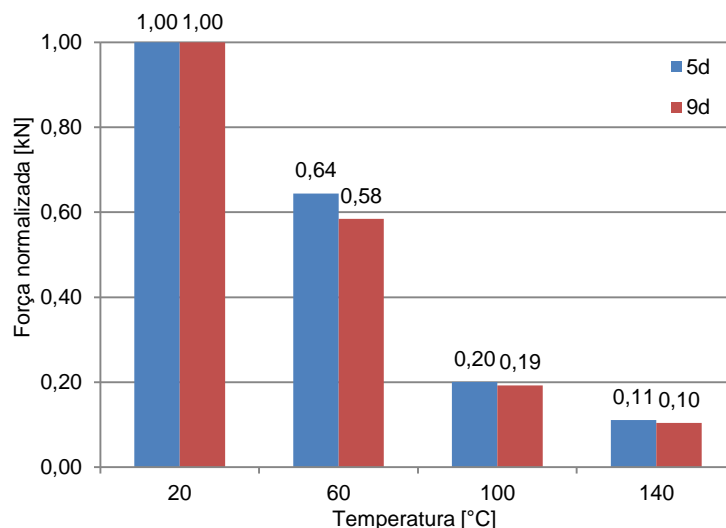
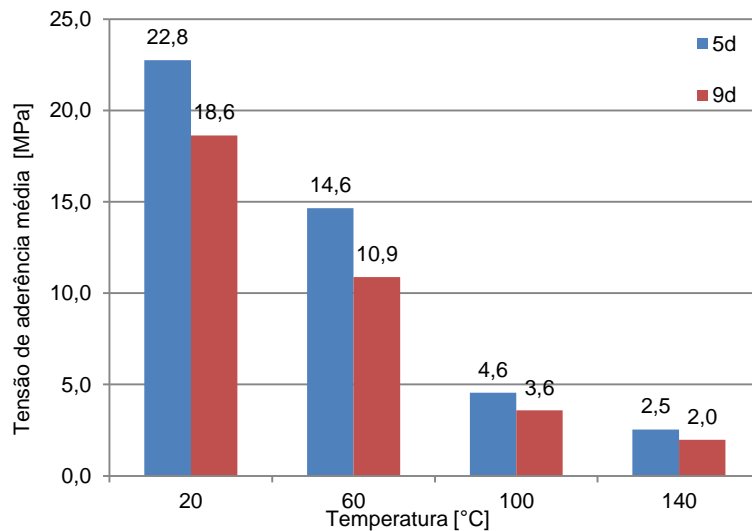


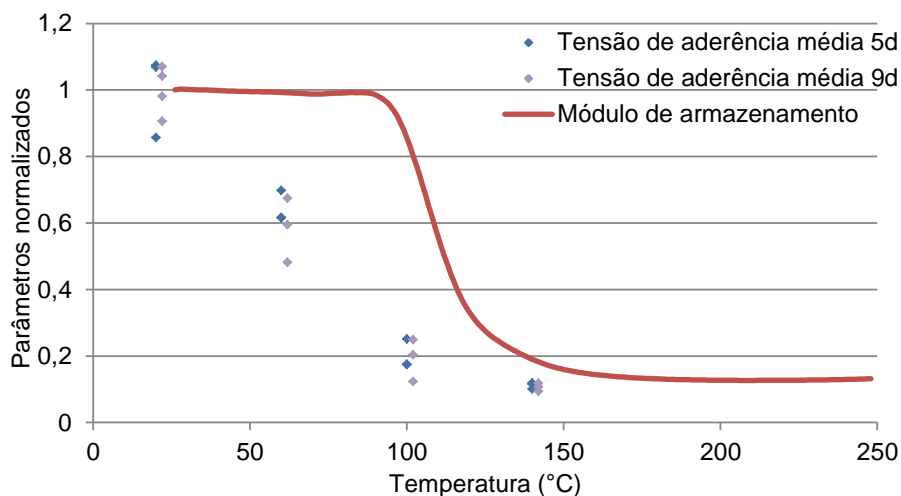
Figura 50 - Força normalizada para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência





**Figura 51 - Tensão de aderência média para as diferentes temperaturas e comprimentos de aderência**

Na figura 52, representa-se a relação entre a tensão de aderência média, para ambos os comprimentos de aderência estudados, e o módulo de armazenamento normalizado em função da temperatura. Conclui-se que ocorre um decréscimo da tensão de aderência com a temperatura, como seria expectável. Como se mostra na figura 52 esse decréscimo é similar para ambos os comprimentos de aderência. Esta figura mostra ainda que a redução da tensão de aderência dos varões ocorre para temperaturas (cerca de 60 °C) muito inferiores à temperatura de transição vítrea (98 °C) que se obtém dos ensaios DMA.

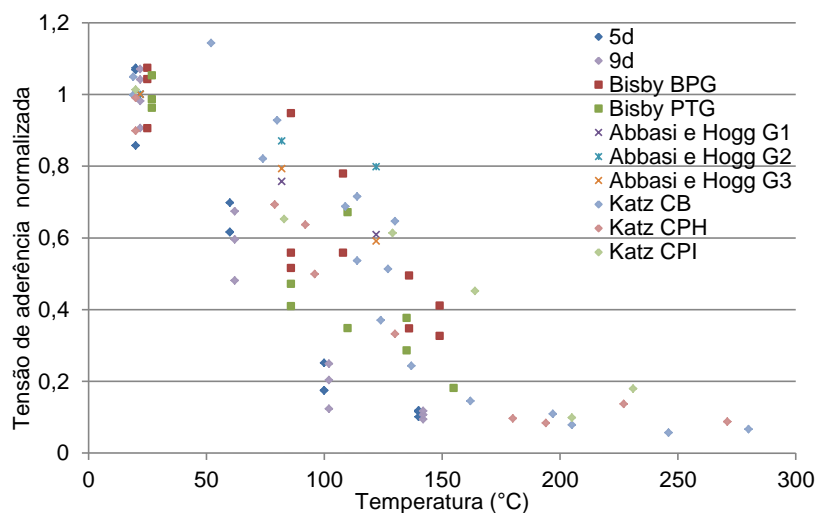


**Figura 52 - Valores da tensão de aderência média e módulo de armazenamento normalizados em função da temperatura**

#### 4.6 Comparações com outros autores

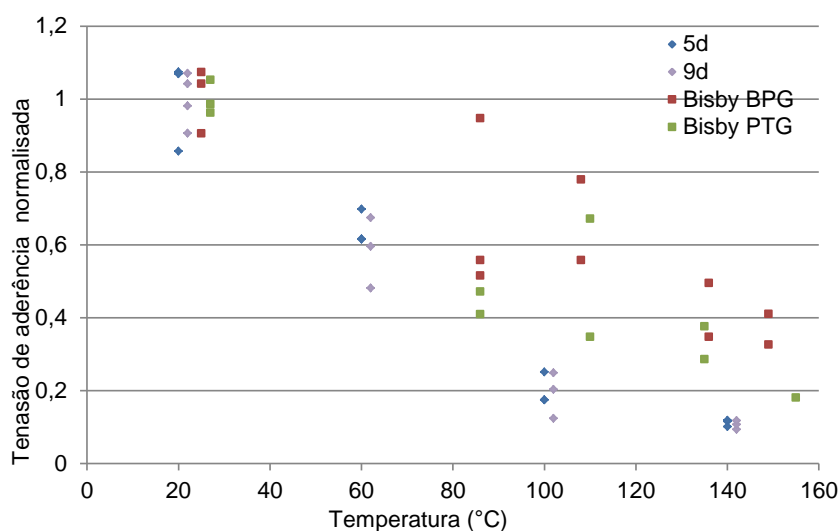
Os resultados experimentais presentes na literatura indicam um comportamento concordante com os resultados obtidos na presente dissertação em termos de redução da tensão normalizada com a temperatura (figura 53). Nesta figura, pode-se observar que para temperaturas superiores a 150 °C a tensão de aderência apresenta valores muito reduzidos, cerca de 10% dos registados à temperatura ambiente. Contudo, é observável uma grande dispersão de resultados da tensão de aderência para temperaturas compreendidas entre 50 °C e 150 °C. Esta dispersão pode ser explicada pelos

diferentes tipos de varões utilizados, que podem variar no tipo de acabamento, na resina que constitui a matriz ou na percentagem de fibras que constituem o varão (Katz CB correspondem a varões nervurados, tal como os varões G3 de Abbasi e Hogg). A dispersão pode também ser explicada por diferenças no procedimento experimental – por exemplo, [4] sujeitaram os provetes a condições ambientais adversas antes da realização do ensaio de arrancamento. Finalmente, a dispersão pode ainda ser explicada por diferenças no modo de rotura, *splitting* ou *pull-out*.



**Figura 53 - Comparação dos diferentes resultados experimentais**

Bisby *et al.* [47] foram os autores cujos ensaios mais se aproximam dos realizados neste estudo. Na figura 54 comparam-se os resultados obtidos por estes autores com os dos ensaios realizados no âmbito deste trabalho. Ainda assim, verifica-se uma dispersão de resultados significativa, que poderá ser explicada pelo facto de nos ensaios realizados por estes autores terem sido observadas roturas por *splitting*.



**Figura 54 - Comparação dos resultados experimentais com [47]**

#### 4.7 Modelação das curvas tensão média de aderência vs. deslocamento

A realização de campanhas experimentais com o objectivo de determinar uma lei ou modelo que rege o comportamento da aderência entre varões de GFRP e betão é uma tarefa que envolve algumas dificuldades. Por exemplo, é assumido que a tensão é uniforme ao longo do comprimento de

aderência; contudo, o deslizamento apresenta valores diferentes quando medido na ponta livre ou na ponta carregada, podendo assim tal hipótese não ser a mais adequada. De forma a reduzir este efeito, são realizados ensaios com comprimento de aderência curto, uma vez que a redução do comprimento de aderência leva a uma distribuição de tensões mais próxima da uniforme; contudo, comprimentos de aderência curtos tendem a criar também irregularidades locais, podendo afectar consideravelmente os ensaios experimentais.

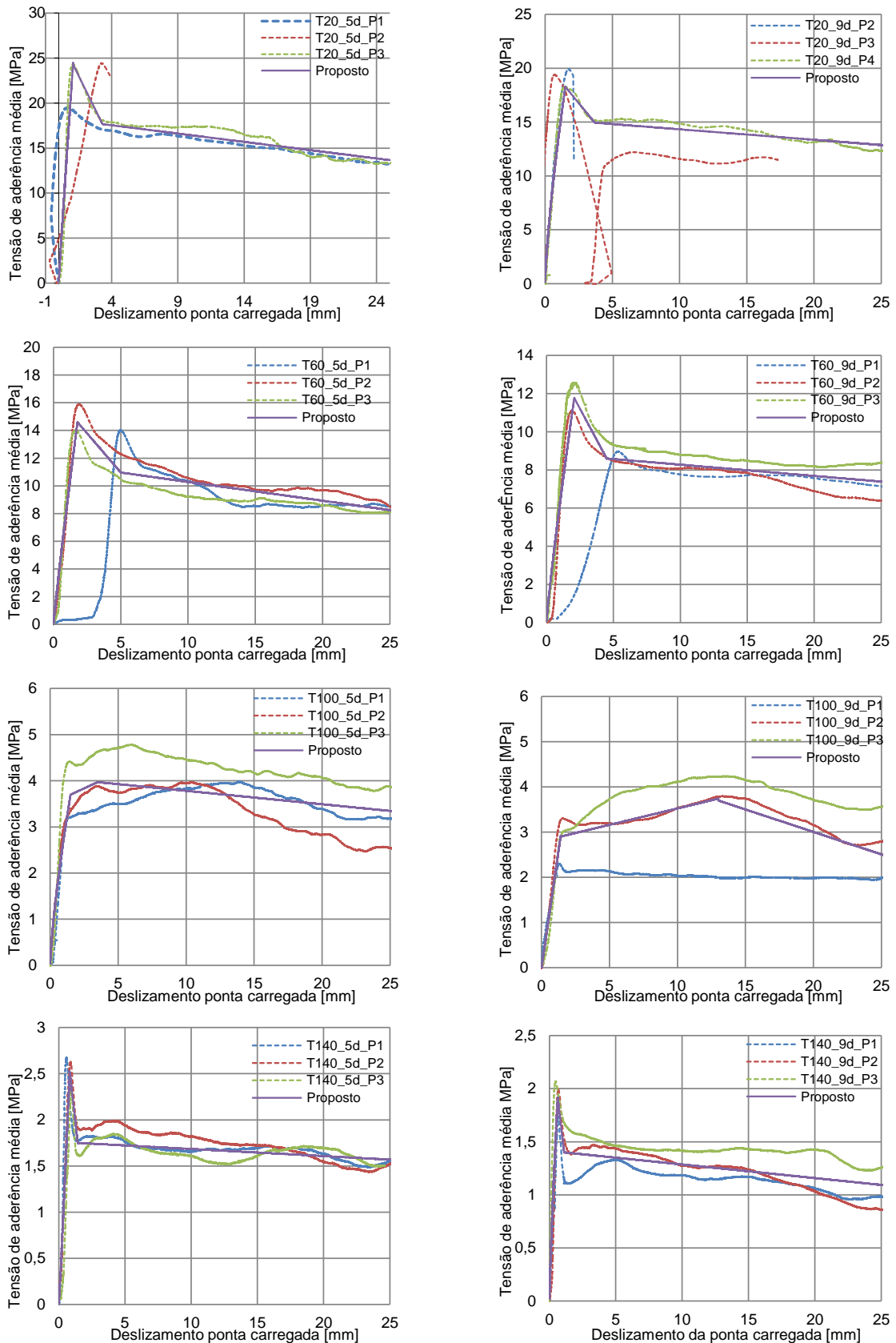
Para todas as curvas experimentais, observou-se que o comportamento da relação tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada é constituído por dois ramos distintos, como descrito na secção 2.6.7. Assim, para a simulação do comportamento de aderência foi utilizado o modelo BPE modificado, descrito na secção (2.6.3.2), que utiliza a equação 2.6 para descrever o ramo ascendente, a equação 2.7 para descrever a primeira fase do ramo descendente, e considera a segunda fase do ramo descente constante. Contudo, neste estudo, verificou-se que o comportamento da segunda fase do ramo descente não tem um comportamento constante, mas sim decrescente linear; assim, com recurso à fórmula aplicada na primeira fase do ramo descendente, foi determinada uma equação que altera assim o modelo BPE neste último troço (equação 4.2),

$$\frac{\tau}{\tau_2} = 1 - \rho \left( \frac{s}{s_2} - 1 \right) \quad (4.2)$$

onde a variável  $\tau_2$  corresponde à tensão de aderência média antes do início do patamar constante e  $s_2$  é o deslizamento correspondente a essa tensão.

A figura 55 mostra a comparação entre a curva modelo proposta para cada temperatura e os resultados experimentais. Verifica-se que, de um modo geral, o modelo se adequa ao comportamento global das curvas experimentais, destacando-se a adequação da alteração introduzida ao modelo BPE modificado no que se refere ao último troço da curva.

Na tabela 11 são apresentados os valores obtidos para os diferentes parâmetros do modelo considerado, para todas as temperaturas e comprimentos de aderência estudados. A tabela mostra ainda o erro percentual absoluto médio (AMPE), que atesta a boa concordância do modelo às curvas experimentais.



**Figura 55 - Curvas da relação tensão de aderência média vs. deslocamento da ponta carregada dos ensaios experimentais para todas as temperaturas e comprimentos de aderência e curva do modelo proposto.**

**Tabela 11 - Parâmetros do modelo aplicado aos resultados experimentais da relação tensão de aderência média vs. deslizamento da ponta carregada para todas as temperaturas e comprimentos de aderência, com indicação do erro percentual absoluto médio (AMPE) <sup>2</sup>**

		20 °C		60 °C		100 °C		140 °C	
		5 <sub>d</sub>	9 <sub>d</sub>	5 <sub>d</sub>	9 <sub>d</sub>	5 <sub>d</sub>	9 <sub>d</sub>	5 <sub>d</sub>	9 <sub>d</sub>
Troço I	T <sub>b</sub> [MPa]	24,30	18,27	14,60	11,77	3,70	2,90	2,52	1,91
	s <sub>b</sub> [mm]	1,08	1,50	1,78	2,07	1,50	1,40	0,83	0,63
	α	0,94	0,72	0,92	0,88	0,73	1,01	1,08	0,79
Troço II	s <sub>3</sub> [mm]	3,30	3,69	5,00	4,51	3,50	13,00	1,44	1,10
	ρ <sub>1</sub>	0,13	0,12	0,14	0,23	-0,06	-0,04	0,42	0,35
	T <sub>3</sub> [MPa]	17,67	14,94	10,96	8,60	3,97	3,70	1,75	1,40
Troço III	s <sub>u</sub> [mm]	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00	25,00
	ρ <sub>2</sub>	0,03	0,02	0,06	0,03	0,03	0,35	0,01	0,01
AMPE [%]		13,3	9,9	11,1	10,8	15,4	16,2	7,0	12,6

#### 4.8 Modelo de degradação

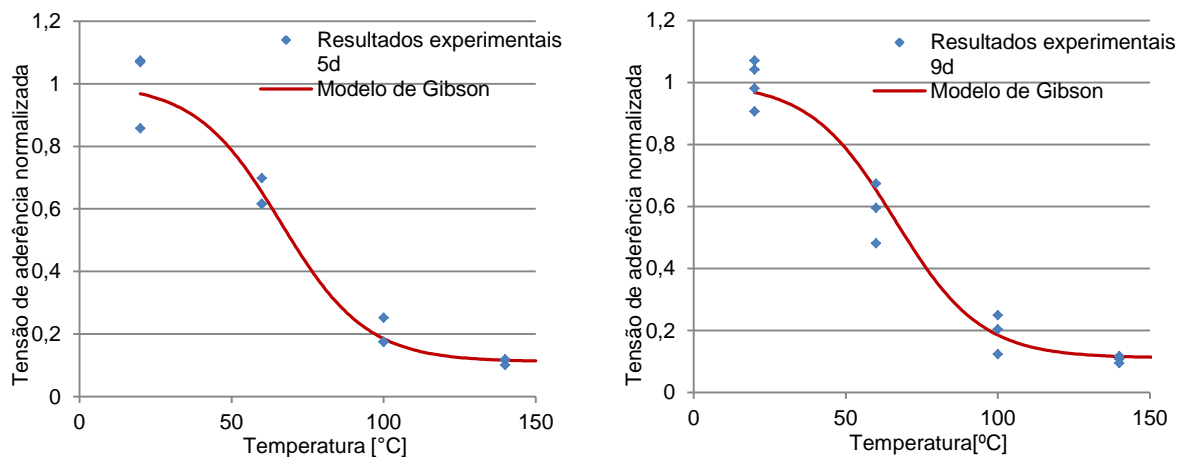
No presente estudo, para além das curvas tensão de aderência vs. deslizamento já apresentadas, foi ainda determinada a variação da tensão média de aderência com a temperatura com recurso ao modelo de relaxação de Gibson [58]. O modelo definido por este autor, que tem sido utilizado para simular a variação das propriedades mecânicas de materiais FRP com a temperatura, é definido pela equação 4.3, que relaciona a variação de uma propriedade mecânica, P, com a temperatura, T,

$$P(T) = P_u - \frac{P_u - P_r}{2} \times (1 + \tanh[k'(T - T_{g,mech})]) \quad (4.3)$$

em que P(T) corresponde à tensão de aderência em função da temperatura; P<sub>u</sub> é a tensão de aderência à temperatura ambiente; P<sub>r</sub> é a tensão de aderência após ser atingida a temperatura de transição vítrea, mas antes da decomposição da resina e k' e T<sub>g,mech</sub> são parâmetros que resultam do ajuste da curva do modelo aos resultados experimentais.

Na figura 56 são apresentadas as curvas teóricas resultantes da aplicação do modelo aos valores normalizados da tensão de aderência média determinada nos ensaios experimentais. Da observação das curvas pode-se verificar que, para ambos os comprimentos de aderência, a curva apresenta um bom ajuste aos resultados experimentais, sendo o ajuste feito com base na determinação do erro quadrado médio.

<sup>2</sup> A representação do modelo BPE modificado utilizado encontra-se na secção 2.6.3.2



**Figura 56 - Tensão de aderência média normalizada vs temperatura: resultados experimentais e curvas do modelo**

## 4.9 Considerações finais

Neste capítulo foram apresentados os resultados do trabalho experimental relativo ao estudo do comportamento da aderência entre varões de GFRP e o betão a temperaturas elevadas, entre 20 °C e 140 °C. Os ensaios de arrancamento realizados permitiram caracterizar o comportamento da aderência e retirar algumas conclusões sobre este tema, nomeadamente sobre a influência da temperatura na resistência e na rigidez da aderência dos varões de GFRP ao betão.

Os resultados obtidos mostram que a resistência da aderência diminui monotonicamente com a temperatura: para temperaturas (60 °C) consideravelmente inferiores à temperatura de transição vítrea, a resistência de aderência é apenas 60% da verificada a temperatura ambiente e a 140 °C esse valor é reduzido para 10%. Nesta campanha experimental, não se verificou a influência do comprimento de aderência na redução da tensão de aderência com a temperatura - ambos os comprimentos estudados apresentaram uma redução semelhante da tensão de aderência com a temperatura. As reduções da tensão de aderência com a temperatura são concordantes com as registadas noutros estudos na literatura, embora os valores reportados apresentem, por diferentes razões, dispersão significativa.

Já a rigidez apresentou uma variação não monotónica com a temperatura, com aumentos (particularmente significativos a 60 °C) e reduções. Pensa-se que este comportamento estará associado à expansão dos varões na direcção radial e no contributo deste fenómeno para o aumento do atrito entre os varões e o betão.

Neste trabalho foi proposta uma alteração ao modelo BPE modificado, que descreve o comportamento da aderência dos varões de GFRP ao betão. Para as diferentes temperaturas, o modelo mostrou fornecer um bom ajuste ao comportamento observado nos ensaios experimentais.

Finalmente, o modelo de relaxação de [58] mostrou fornecer um bom ajuste à redução da tensão de aderência com a temperatura.

## 5 Conclusão e perspectivas de desenvolvimentos futuros

### 5.1 Conclusões do trabalho realizado

As características e propriedades mecânicas dos compósitos de GFRP, como a elevada resistência, a reduzida massa volúmica e, especialmente, a resistência à corrosão, associadas às necessidades e desafios actuais da engenharia civil, tanto na construção nova como na reparação de estruturas existentes, têm sido factores impulsionadores na utilização destes materiais. Contudo, os inconvenientes associados ao comportamento de compósitos de GFRP a temperaturas elevadas têm sido um entrave à sua aplicação mais generalizada. A falta de informação na bibliografia sobre este tema constituiu a motivação desta dissertação.

O presente trabalho teve como objectivo o estudo experimental do comportamento da aderência entre varões de GFRP e betão a temperaturas elevadas, tendo-se procurado compreender não só o efeito da temperatura nas propriedades da ligação GFRP-betão, mas também a influência do comprimento de aderência naquela ligação.

A revisão da literatura permitiu concluir que os materiais FRP, bem como o betão, são afectados negativamente pelo aumento da temperatura. Contudo, verificou-se que os varões de GFRP são mais susceptíveis quando comparados com o betão, mais especificamente a matriz polimérica dos varões. A bibliografia identifica ainda vários parâmetros que influenciam a aderência entre varões de GFRP e o betão, entre eles o diâmetro dos varões, o acabamento superficial, o comprimento de aderência e a temperatura de transição vítrea.

Como referido, existem poucos estudos na literatura sobre o comportamento da relação tensão aderência vs. deslizamento dos varões de GFRP no betão a temperaturas elevadas. Os modelos existentes são baseados no comportamento desta ligação à temperatura ambiente, sendo necessária mais informação de forma a poder ser descrito o comportamento da relação em função da temperatura. Contudo, os resultados experimentais já disponíveis permitem definir um comportamento geral das curvas tensão aderência vs. deslizamento, em que as curvas apresentam um ramo ascendente não linear até ser atingida a tensão máxima de aderência da ligação, iniciando-se depois um ramo descendente, inicialmente com uma redução abrupta da tensão com o deslizamento, apresentando numa segunda fase um decréscimo mais moderado dos valores da tensão com o deslizamento.

Para o estudo do comportamento da aderência GFRP-betão foram realizados ensaio de arrancamento a varões de GFRP com acabamento superficial em areia embebidos em cilindros de betão. Foram estudadas quatro temperaturas distintas 20, 60, 100 e 140 °C e dois comprimentos de aderência, 5 e 9 vezes o diâmetro dos varões. Os ensaios de DMA apresentados neste estudo mostraram que a  $T_g$  dos varões utilizados no programa experimental é de 98 °C.

Os ensaios de arrancamento realizados permitiram caracterizar o comportamento da aderência GFRP-betão a temperaturas elevadas através da determinação de curvas tensão de aderência vs. deslizamento para as diferentes temperaturas estudadas. Os resultados obtidos mostram que a

resistência da aderência diminui monotonicamente com a temperatura: para temperaturas (60 °C) consideravelmente inferiores à temperatura de transição vítrea, a resistência de aderência é apenas 60% da verificada a temperatura ambiente e a 140 °C esse valor é reduzido para 10%. Ambos os comprimentos de aderência estudados apresentaram uma redução semelhante da tensão de aderência com a temperatura. Outros estudos presentes na literatura apresentam valores de redução de tensão de aderência com a temperatura concordantes com os resultados experimentais, embora os valores reportados apresentem dispersão significativa. A rigidez apresentou uma variação não monotônica com a temperatura, com aumentos (particularmente significativos a 60 °C) e reduções. Os aumentos obtidos foram associados à expansão dos varões na direção radial e ao consequente aumento do atrito proporcionado por essa expansão.

Neste trabalho foi proposta uma alteração ao modelo BPE modificado, que mostrou fornecer um bom ajuste ao comportamento observado nos ensaios experimentais, nomeadamente às curvas tensão de aderência vs. deslizamento para as diferentes temperaturas.

Finalmente, foi avaliada a precisão do modelo de relaxação de Gibson aos resultados experimentais, em termos da redução da tensão de aderência com a temperatura. O modelo apresentou boa precisão na simulação da redução da tensão de aderência com a temperatura.

## **5.2 Perspectivas de desenvolvimentos futuros**

O estudo apresentado nesta dissertação permitiu aumentar o conhecimento sobre o comportamento da aderência de varões de GFRP ao betão a temperaturas elevadas e forneceu mais resultados experimentais à literatura existente. Contudo, para que seja possível a aplicação destes materiais como alternativa ao aço, têm de ser realizados mais estudos de forma a clarificar o comportamento deste tipo de armadura para betão a temperaturas elevadas, em particular:

- Determinação das propriedades térmicas dos varões de GFRP a temperaturas elevadas;
- Determinação das propriedades mecânicas dos varões de GFRP para temperaturas superiores à temperatura de decomposição da sua matriz polimérica;
- Estudos experimentais que avaliem a influência de características dos varões na aderência GFRP-betão a temperaturas elevadas, nomeadamente as seguintes: geometria dos varões, diâmetro, acabamento superficial ou o comprimento de aderência;
- Estudos experimentais sobre a lei constitutiva da aderência entre varões de GFRP ao betão a temperaturas elevadas, avaliando os efeitos referidos acima;
- Estudos experimentais sobre o comportamento ao fogo de elementos de betão armados com varões de GFRP, incluindo a avaliação dos efeitos referidos acima;
- Modelação numérica da aderência betão-GFRP e do comportamento ao fogo de elementos de betão armados com varões de GFRP.



## 6 Bibliografia

- [1] J. P. Firmo, “Comportamento ao fogo de vigas de betão armado reforçadas à flexão com laminados de fibras de carbono (CFRP)”, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Suoerior Técnico, 2010.
- [2] Q. Hao, Y. Wang, Z. He, and J. Ou, “Bond strength of glass fiber reinforced polymer ribbed rebars in normal strength concrete”, *Constr. Build. Mater.*, vol. 23, no. 2, pp. 865–871, 2009
- [3] M. Baena, L. Torres, A. Turon, and C. Barris, “Experimental study of bond behaviour between concrete and FRP bars using a pull-out test”, *Compos. Part B Eng.*, vol. 40, no. 8, pp. 784–797, 2009.
- [4] A. Abbasi and P. J. Hogg, “Temperature and environmental effects on glass fibre rebar: Modulus, strength and interfacial bond strength with concrete”, *Compos. Part B Eng.*, vol. 36, no. 5, pp. 394–404, 2005.
- [5] J. Y. Lee *et al.*, “Interfacial bond strength of glass fiber reinforced polymer bars in high-strength concrete”, *Compos. Part B Eng.*, vol. 39, no. 2, pp. 258–270, 2008.
- [6] J. Pires, “Comportamento Mecânico a Temperaturas Elevadas de Perfis Pultrudidos de Compósito de GFRP”, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Suoerior Técnico, 2012.
- [7] L. C. Bank, *Composites for Construction: Structural Design with FRP Materials*. Wiley, 2007.
- [8] P. B. Potyrała, “Use of Fibre Reinforced Polymer Composites in Bridge Construction. State of the Art in Hybrid and All-Composite Structures”, *Projecto de tese da especialidade de construção*, Universidade Politécnica da Catalunha, 2011.
- [9] C. E. Bakis *et al.*, “Fiber-Reinforced Polymer Composites for Construction — State-of-the-Art Review,” *J. Compos. Constr.*, vol. 6, no. May, pp. 73–87, 2002.
- [10] J. R. Correia, M. Sá, J. Gonilha, I. Almeida, F. Branco, and M. Garrido, “Pontes em Plásticos Reforçados com Fibras (FRP) e em Betão-FRP”, *1as Jornadas Mater. na Construção*, pp. 115–148, 2011.
- [11] S. Feih, E. Boiocchi, and E. Kandare, “Strength Degradation of Glass and Carbon Fibres at High Temperature”, *19th Int. Conf. Compos. Mater.*, pp. 2–11, 2009.
- [12] S. Feih, Z. Mathys, A. G. Gibson, and A. P. Mouritz, “Modelling the tension and compression strengths of polymer laminates in fire”, *Compos. Sci. Technol.*, vol. 67, no. 3–4, pp. 551–564, 2007.
- [13] Y. C. Wang, P. M. H. Wong, and V. Kodur, “An experimental study of the mechanical properties of fibre reinforced polymer (FRP) and steel reinforcing bars at elevated temperatures”, *Compos. Struct.*, vol. 80, no. 1, pp. 131–140, 2007.
- [14] M. Saafi, “Effect of fire on FRP reinforced concrete members”, *Compos. Struct.*, vol. 58, no. 1, pp. 11–20, 2002.
- [15] NP EN 1992-1-2 2010, “Eurocódigo 2- Projecto de estruturas de betão Parte 1-2: Regras gerais Verificação da resistência ao fogo”, *IPQ*, 2010.
- [16] V. Kodur, “Properties of Concrete at Elevated Temperatures”, *ISRN Civ. Eng.*, vol. 2014, pp. 1–15, 2014.
- [17] J. de Alarcão, “Aderência entre varões de GFRP e betão. Revisão da literatura e avaliação da equação do ACI 440”, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, Instituto Suoerior Técnico, 2014.
- [18] J. Bogas, “Caracterização de betões estruturais com agregados leves de argila expnadida”,

Tese de Doutorado em Engenharia Civil, Instituto Superior Técnico, 2011.

- [19] T. Ichinose, Y. Kanayama, Y. Inoue, and J. E. Bolander, "Size effect on bond strength of deformed bars", *Constr. Build. Mater.*, vol. 18, no. 7, pp. 549–558, 2004.
- [20] K. M. Anwar Hossain, "Bond characteristics of plain and deformed bars in lightweight pumice concrete", *Constr. Build. Mater.*, vol. 22, no. 7, pp. 1491–1499, 2008.
- [21] A. M. Neville, *Properties of concrete*, Fourth edi. 1995.
- [22] Federação internacional de betão, *fib Model Code for Concrete Structures*. 2010.
- [23] X. Fu and D. D. L. Chung, "Effects of water-cement ratio, curing age, silica fume, polymer admixtures, steel surface treatments, and corrosion on bond between concrete and steel reinforcing bars", *ACI Materials Journal*, vol. 95, no. 6, pp. 725–734, 1998.
- [24] D. W. Mitchell and H. Marzouk, "Bond characteristics of high-strength lightweight concrete", *ACI Struct. J.*, vol. 104, no. 1, pp. 22–29, 2007.
- [25] O. Kayali and S. R. Yeomans, "Bond of ribbed galvanized reinforcing steel in concrete", *Cem. Concr. Compos.*, vol. 22, no. 6, pp. 459–467, 2000.
- [26] S. El-Hacha, Raafat; El-Agroudy, Hossam; Rizkalla, "Bond Characteristics of High-Strength Steel Reinforcement - ProQuest", *ACI Struct. J.*, no. 103, pp. 771–782, 2006.
- [27] J. R. Correia, M. M. Gomes, J. M. Pires, and F. A. Branco, "Mechanical behaviour of pultruded glass fibre reinforced polymer composites at elevated temperature: Experiments and model assessment", *Compos. Struct.*, vol. 98, pp. 303–313, 2013.
- [28] NP EN 1992-1-2 2010, "Eurocódigo 2 - Projecto estruturas de betão Parte 1-1: Regras gerais e regras para edifícios", *IPQ*, 2010.
- [29] R. Haddad, R. Al-Saleh, and N. Al-Akhras, "Effect of elevated temperature on bond between reinforcing steel and fiber reinforced concrete", *Fire Saf. J.*, vol. 43, no. 6, pp. 334–343, 2008.
- [30] W. Y. Gao, J.-G. Dai, J. G. Teng, and G. M. Chen, "Finite element modeling of reinforced concrete beams exposed to fire", *Eng. Struct.*, vol. 52, pp. 488–501, 2013.
- [31] P. Morley and R. Royles, "The influence of high temperature on the bond in reinforced concrete", *Fire Saf. J.*, vol. 2, pp. 243–255, 1980.
- [32] Z. Achillides and K. Pilakoutas, "Bond behavior of fiber reinforced polymer bars under direct pullout conditions", *J. Mater. Civ. Eng.*, vol. 4, no. April, pp. 173–181, 2004.
- [33] B. Tighiouart, B. Benmokrane, and D. Gao, "Investigation of Bond in Concrete Member with Fibre Reinforced Polymer (FRP) Bars," *Constr. Build. Mater.*, vol. 12, no. 8, pp. 453–462, 1998.
- [34] E. Cosenza, G. Manfredi, and R. Realfonzo, "Behavior and Modeling of Bond of FRP Rebars to Concrete", *J. Compos. Constr.*, vol. 1, no. 2, pp. 40–51, 1997.
- [35] M. R. Ehsani, H. Saadatmanesh, and S. Tao, "Design Recommendations for Bond of GFRP Rebars to Concrete", *J. Struct. Eng.*, vol. 122, no. 3, pp. 247–254, 1996.
- [36] R. Okelo and R. L. Yuan, "Bond Strength of Fiber Reinforced Polymer Rebars in Normal Strength Concrete", *J. Compos. Constr.*, vol. 9, no. 3, pp. 203–213, 2005.
- [37] L. J. Malvar, "AD-A277 191 Bond stress-slip characteristics of FRP rebars", Office of Naval Research, 1994.
- [38] L. C. Bank, T. I. Campbell, and C. W. Dolan, "Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars Reported by ACI Committee 440", ACI, 42 p., 2003.
- [39] B. W. Wambeke and C. K. Shield, "Development length of glass fiber-reinforced polymer bars

- in concrete”, *ACI Struct. J.*, vol. 103, no. 1, pp. 11–17, 2006.
- [40] D. Ametrano, “Bond characteristics of glass fibre reinforced polymer bars embedded in high performance and ultra-high performance concrete”, Dissertação de mestrado em engenharia civil, Universidade de Ryerson, 2011.
- [41] JSCE-E 531-1995, “Test method for tensile properties of continuous fiber reinforcing materials”, *Japan Soc. Civ. Eng.*, 1995.
- [42] JSCE-E 131-1995 - Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures, no. 31, 1998.
- [43] CAN/CSA S806-02., “Design and Construction of Building Components with Fibre-Reinforced Polymers,” *Can. Stand. Assoc.*, 2009.
- [44] CAN/CSA S6-06, “Canadian Highway bridge design code”, *Can. Stand. Assoc.*, 2006.
- [45] A. Katz, “Bond mechanism of FRP rebars to concrete”, *Mater. Struct.*, vol. 32, no. December, pp. 761–768, 1999.
- [46] A. Katz and N. Berman, “Modeling the effect of high temperature on the bond of FRP reinforcing bars to concrete”, *Cement & Concrete Composites* vol. 22, pp. 433–443, 2000.
- [47] E. R. E. McIntyre, L. a. Bisby, and T. Stratford, “Bond strength of FRP reinforcement in concrete at elevated temperature”, *Proc. 7th Int. Conf. FRP Compos. Civ. Eng. (CICE 2014). August 20-22, 2014. Vancouver, Canada*, no. JANUARY, 2014.
- [48] R. Masmoudi, A. Masmoudi, M. Ben Ouezdou, and A. Daoud, “Long-term bond performance of GFRP bars in concrete under temperature ranging from 20 °C to 80 °C”, *Constr. Build. Mater.*, vol. 25, no. 2, pp. 486–493, 2011.
- [49] P. R. C. Santos, “Resistência ao fogo de elementos de betão reforçados com varões em compósito GFRP”, Dissertação de Mestrado Integrado em Engenharia Civil, 2016.
- [50] NP EN 12390-3, “Ensaio de betão endurecido, Parte 3: Resistência à compressão de provetes de ensaio”, *IPQ*, 2009.
- [51] NP EN 12390-6, “Ensaio de betão endurecido, Parte 6: Resistência à tração por compressão dos provetes”, *IPQ*, 2009.
- [52] ASTM E1640, “Standard Test Method for Assignment of the Glass Transition Temperature By Dynamic Mechanical Analysis” *ASTM Stand.*, pp. 1–5, 1999.
- [53] ISO 10406-1, “Fibre-reinforced polymer (FRP) reinforcement of concrete - Test methods - Part 1: FRP bars and frids,” *Int. Stand. Organ.*, 2008.
- [54] I. C. Rosa, L. Granadeiro, J. P. Firmo, J. R. Correia, and A. S. Azevedo, “Effect of elevated temperatures on the bond behaviour of GFRP bars to concrete - pull-out tests”, 3<sup>rd</sup> International Conference on Protection of Historical Constructions. July 12-15, 2017. Lisboa, Portugal.
- [55] D7913/D7913M-14, “Standard test method for bond strength of fiber-reinforced polymer matrix composite bars to concrete by pullout testing”, *ASTM Stand.*, pp. 1–9, 2014.
- [56] ACI 440.3R-12, “Guide test methods for fiber- reinforced polymer ( FRP ) composites for reinforcing or strengthening concrete and masonry structures”, *ACI*, pp. 1–27, 2012
- [57] CNR-DT 203/2006, “Guide for the design and construction of concrete structures reinforced with fiber-reinforced polymer bars”, *Ital. Natl. Res. Counc.*, 2006.
- [58] A. G. Gibson, Y.-S. Wu, J. T. Evans, and A. P. Mouritz, “Laminate Theory Analysis of Composites under Load in Fire”, *J. Compos. Mater.*, vol. 40, no. 7, pp. 639–658, 2006.

## Anexos

**Anexo I** – Resultados dos ensaios de caracterização do betão realizados aos 28 e 111 dias de idade

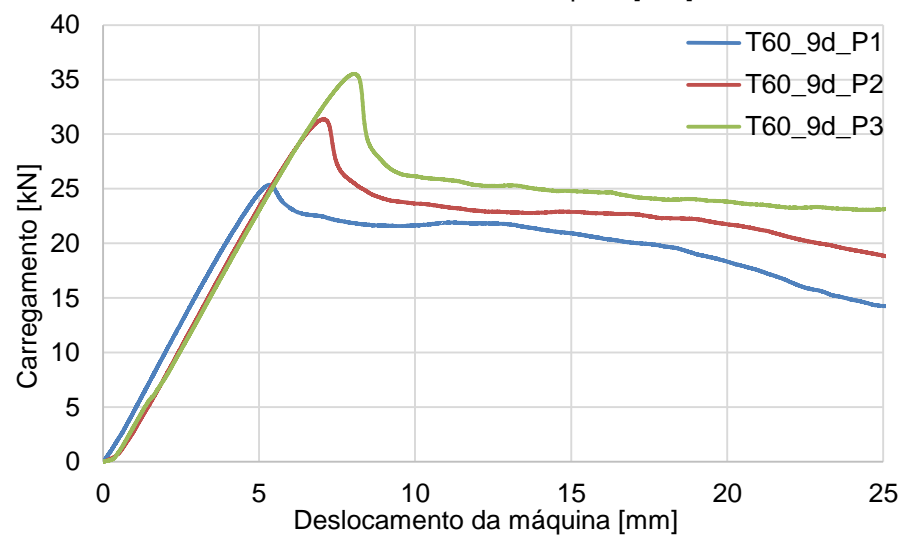
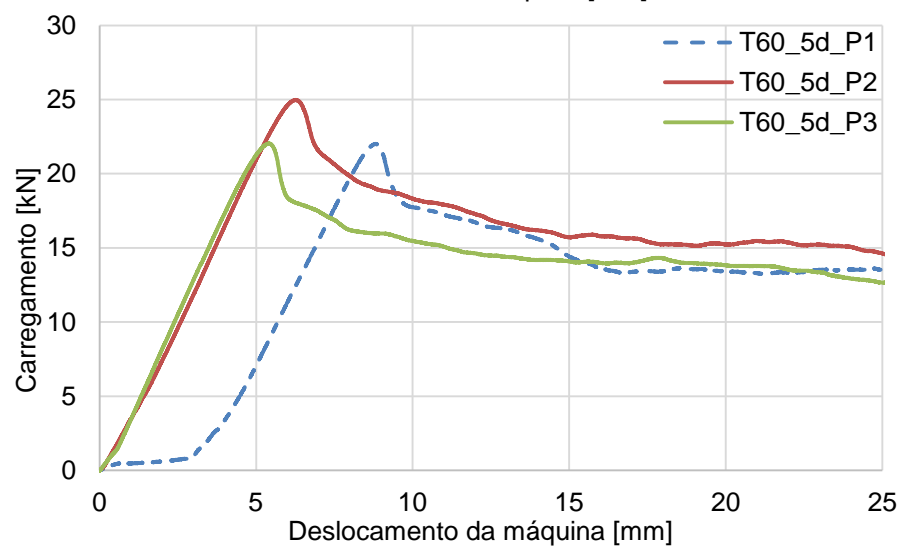
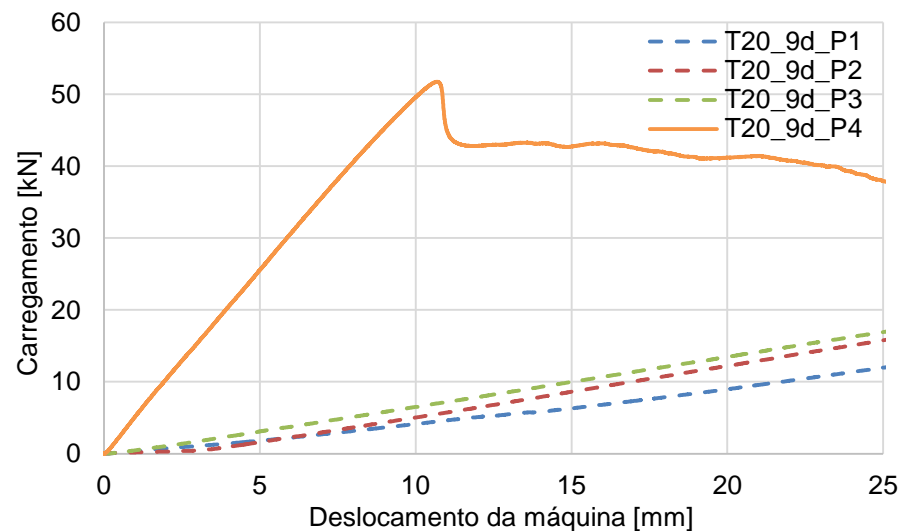
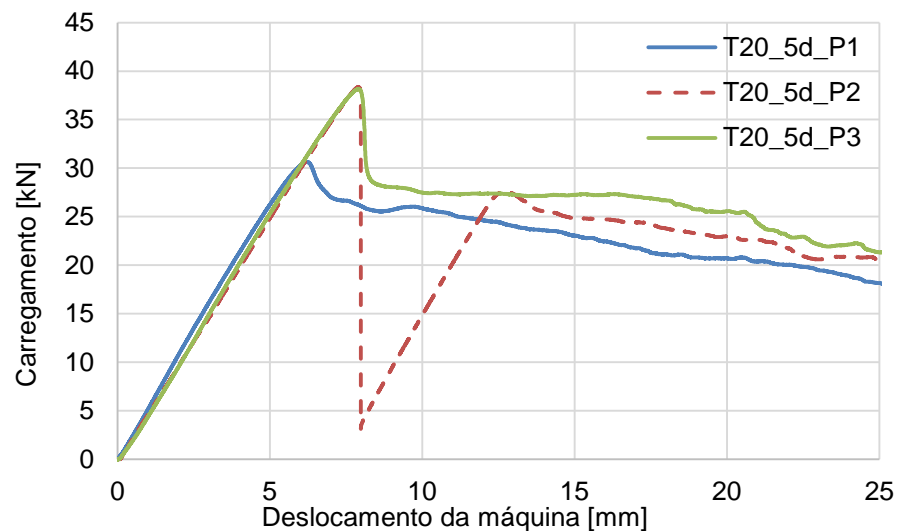
**Tabela I.12 - Resultados dos ensaios de caracterização do betão aos 28 dias de idade**

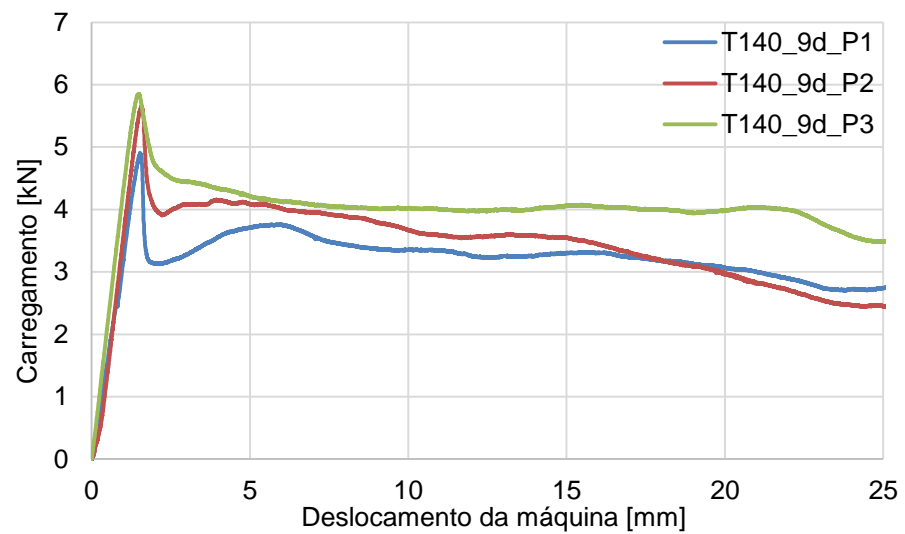
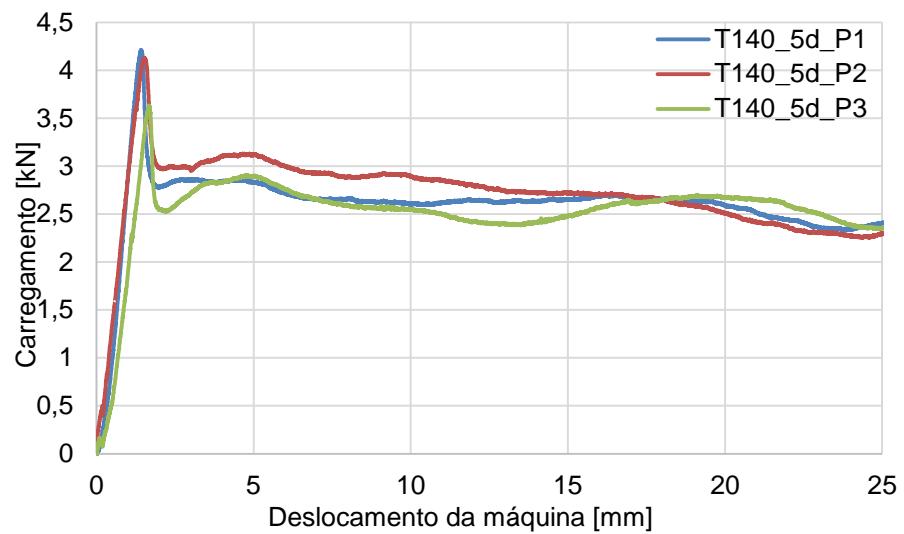
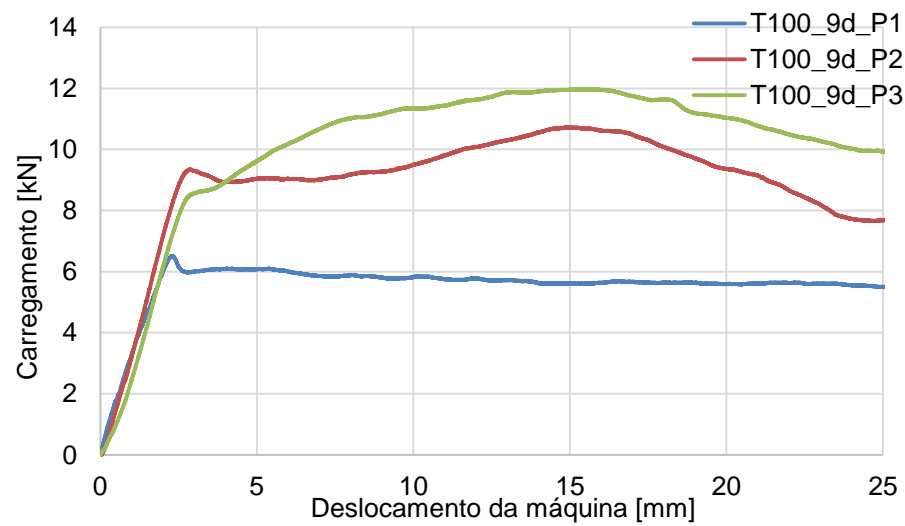
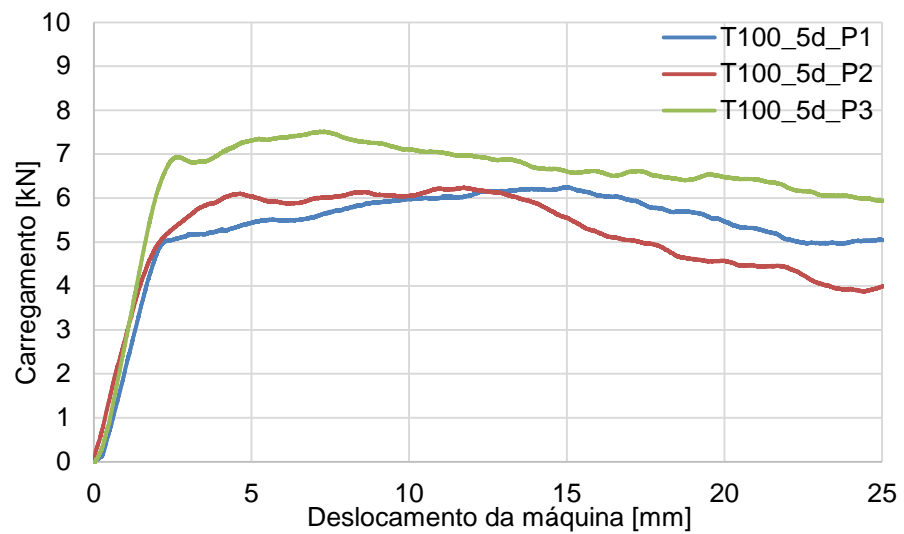
Resistência à compressão			Resistência à tracção		
Provete nº	Massa [g]	$f_{ci}$ [MPa]	Provete nº	Massa [g]	$f_{ti}$ [MPa]
1	7869	42,49	1	12681	3,03
2	7864	41,99	2	12498	2,2
3	7953	43,31	3	12655	2,99
4	8008	43,85	4	12662	2,37
			5	12684	1,87

**Tabela I.13 – Resultados dos ensaios de caracterização do betão aos 111 dias de idade**

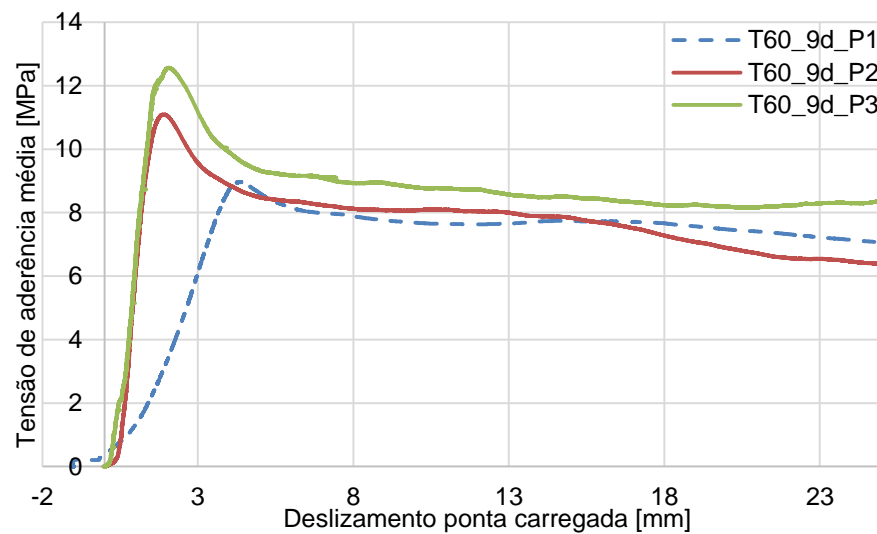
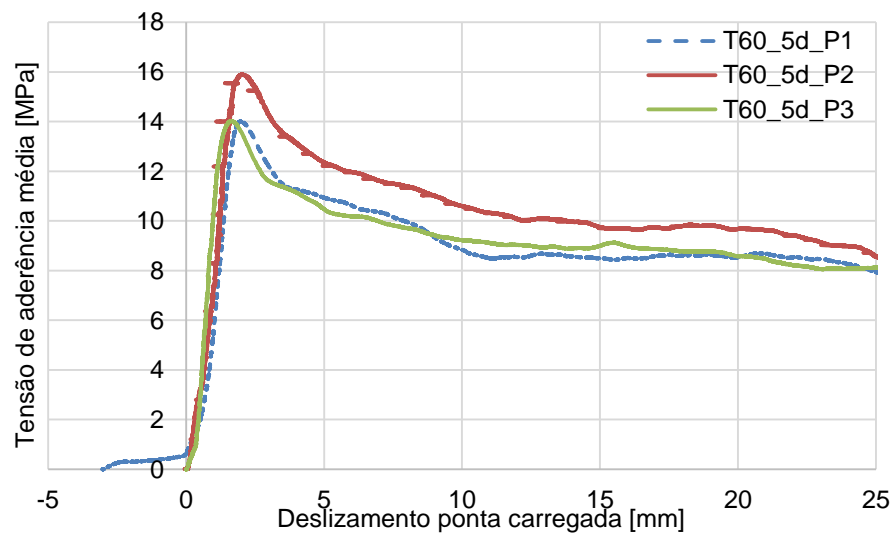
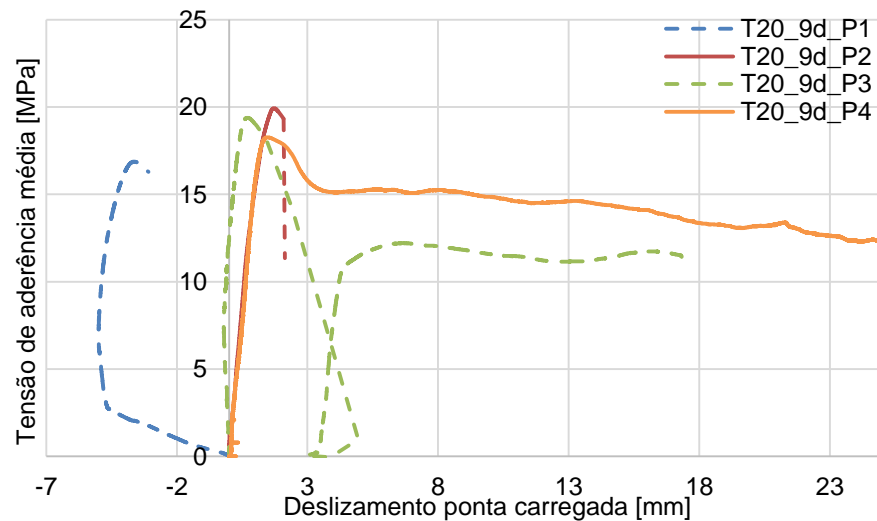
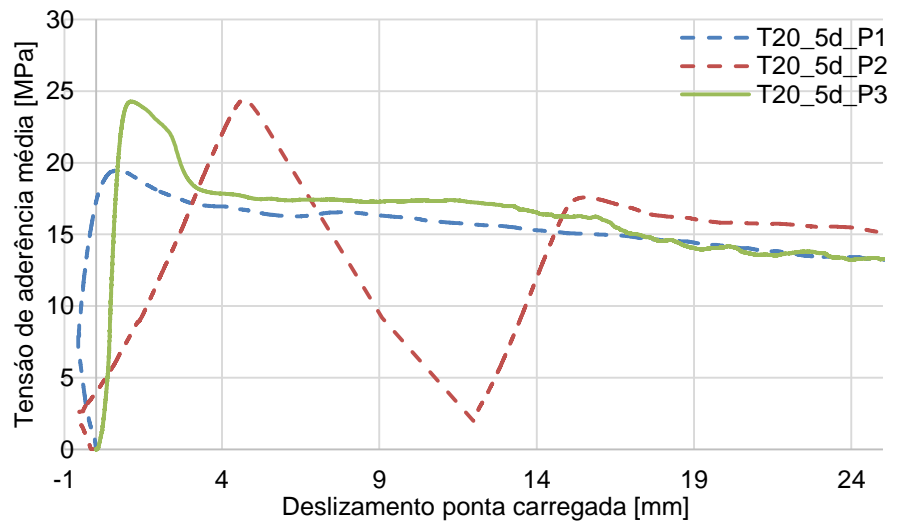
Resistência à compressão			Resistência à tracção		
Provete nº	Massa [g]	$f_{ci}$ [MPa]	Provete nº	Massa [g]	$f_{ti}$ [MPa]
1	7906	43,88	1	12389	2,69
2	7884	42,63	2	12369	1,94
			3	12415	1,86

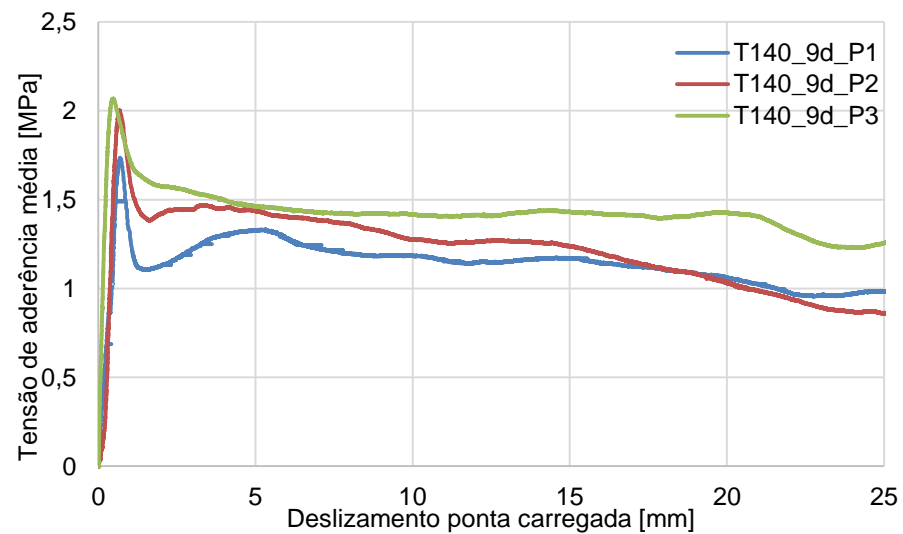
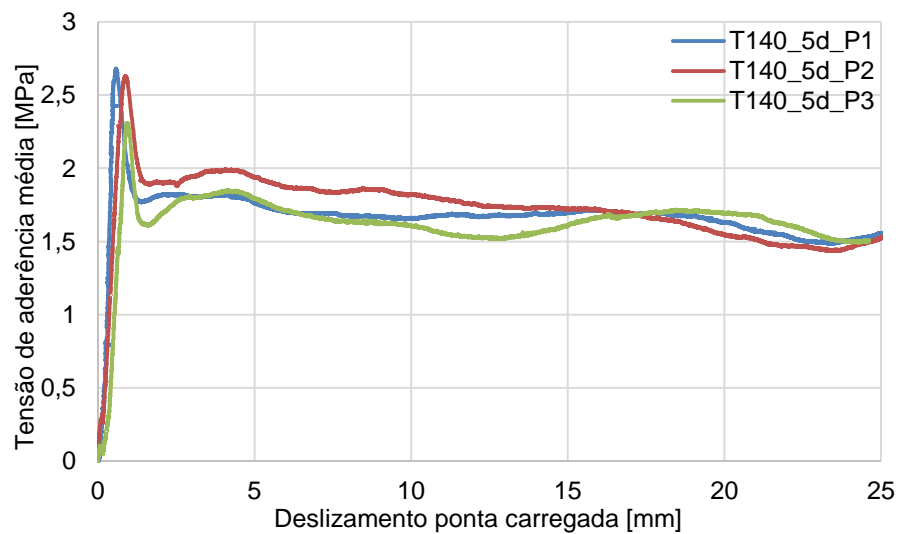
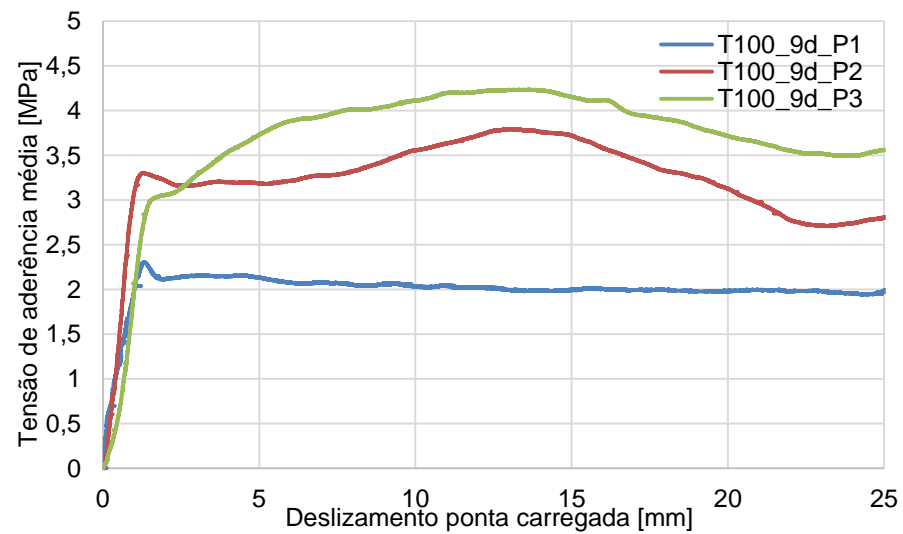
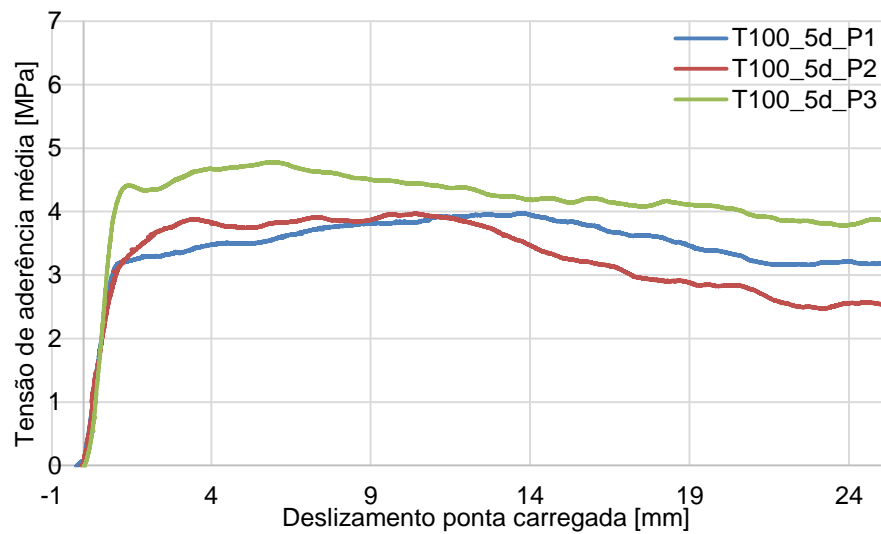
**Anexo II** – Curvas força vs. deslocamento da máquina de todos os ensaios de arrancamento realizados. A tracejado estão representadas as curvas que foram excluídas por invalidez dos resultados.





**Anexo III** – Curvas tensão de aderência vs. deslizamento da ponta carregada de todos os ensaios de arrancamento realizados. A tracejado estão representadas as curvas que foram excluídas por invalidez dos resultados.







**Anexo IV** – Curvas tensão de aderência vs. deslizamento da ponta livre de todos os ensaios de arrancamento realizados. A tracejado estão representadas as curvas que foram excluídas por invalidez dos resultados.

