

Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Escola de Engenharia
Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA
ADERÊNCIA ENTRE BARRAS POLIMÉRICAS E
O CONCRETO**

Guilherme Manfredini Bueno

Porto Alegre
2023

GUILHERME MANFREDINI BUENO

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA ADERÊNCIA
ENTRE BARRAS POLIMÉRICAS E O CONCRETO**

Tese de Doutorado apresentada ao Programa de Pós-Graduação
em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do
Sul como parte dos requisitos para obtenção do título de Doutor
em Engenharia.

Porto Alegre
2023

CIP - Catalogação na Publicação

Bueno, Guilherme Manfredini
Análise experimental e numérica da aderência entre
barras poliméricas e o concreto / Guilherme Manfredini
Bueno. -- 2023.
225 f.
Orientador: Eduardo Bittencourt.

Tese (Doutorado) -- Universidade Federal do Rio
Grande do Sul, Escola de Engenharia, Programa de
Pós-Graduação em Engenharia Civil, Porto Alegre,
BR-RS, 2023.

1. Concreto armado. 2. FRP. 3. Aderência. 4.
Exposição térmica. 5. Simulações numéricas. I.
Bittencourt, Eduardo, orient. II. Título.

GUILHERME MANFREDINI BUENO

**ANÁLISE EXPERIMENTAL E NUMÉRICA DA
ADERÊNCIA ENTRE BARRAS POLIMÉRICAS E O
CONCRETO**

Esta tese de doutorado foi julgada adequada para a obtenção do título de DOUTOR EM ENGENHARIA, na área de concentração Estruturas, e aprovada em sua forma final pelo professor orientador e pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil da Universidade Federal do Rio Grande do Sul.

Porto Alegre, 31 de maio de 2023

Prof. Eduardo Bittencourt
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Orientador

Lucas Festugato
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul
Coordenador do PPGEC/UFRGS

BANCA EXAMINADORA

Prof. Bernardo Fonseca Tutikian (UNISINOS)
Dr. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Profa. Angela Borges Masuero (UFRGS)
Dra. pela Universidade Federal do Rio Grande do Sul

Prof. Américo Campos Filho (UFRGS)
Dr. pela Universidade de São Paulo

AGRADECIMENTOS

A jornada de doutorado é desafiadora, mas gratificante. Eu valorizo a ajuda e o incentivo que recebi durante o desenvolvimento da minha tese.

Gostaria de expressar minha gratidão ao professor Eduardo pela sua orientação, paciência e conhecimento para guiar meu doutorado.

Sou grato à equipe do Laboratório de Materiais e Tecnologia do Ambiente Construído (LAM-TAC/UFRGS) pelo auxílio na condução das etapas do programa experimental.

Gostaria de agradecer a todos os meus amigos e colegas pelas conversas e cooperação quando trabalhamos juntos.

FONTES DE FINANCIAMENTO DA PESQUISA

O presente trabalho foi realizado com apoio da Coordenação de Aperfeiçoamento de Pessoal de Nível Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamento 001.



RESUMO

BUENO, G. M. **Análise experimental e numérica da aderência entre barras poliméricas e o concreto**. 2023. 225p. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

Neste trabalho, o comportamento aderente entre o concreto e barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto (BFRP), vidro (GFRP) e vidro com reforço de nanoplaquetas de grafeno na matriz (GFRPg) foi estudado através de testes de arrancamento e simulações numéricas. Foram consideradas barras de 8 e 12,5 mm de diâmetro inseridas em concretos das classes C20 e C30. O modo predominante de ruptura dos corpos de prova foi pelo arrancamento da barra. Concluiu-se que as características da superfície das barras são o parâmetro controlador do comportamento aderente, independentemente da resistência à compressão do concreto e do diâmetro da barra. Além disso, para avaliar a perda da resistência frente à exposição térmica, os casos com concreto C30 e barras de 12,5 mm foram submetidos a temperaturas de 60 °C e 120 °C. Concluiu-se que quando os elementos de concreto armado são expostos a faixas de temperaturas da ordem de até 60 °C, permanecerão seguros no que tange à transferência de esforços entre a barra de FRP e o concreto. Já a temperatura de 120 °C entendeu-se ser crítica para a degradação da aderência entre o concreto e barras de FRP. Este trabalho também apresenta um procedimento numérico para simular testes de arrancamento com base em um modelo de aderência de sete parâmetros e uma abordagem metaheurística para obtê-los. Foi encontrado uma excelente concordância com os experimentos.

Palavras-chave: *concreto; FRP; aderência; exposição térmica; simulações numéricas.*

ABSTRACT

BUENO, G. M. **Experimental and numerical analysis of the bond behavior between fiber reinforced polymer bars and concrete.** 2023. 225p. Doctoral Thesis (Doctorate in Engineering) – Civil Engineering Postgraduate Program, Federal University of Rio Grande do Sul, Porto Alegre.

In this work, the bond behavior between concrete and fiber reinforced polymer bars, including basalt fibers (BFRP), glass fibers (GFRP) and glass fibers with incorporations of graphene nanoplatelets in the matrix (GFRPg) was studied through pullout tests and numerical simulations. Bars of 8 and 12.5 mm diameter embedded in concretes of classes C20 and C30 were considered. The predominant failure mode of the specimens was bar pullout. It was concluded that the surface characteristics of the bars are the controlling parameter of the bond behavior, regardless of the concrete compressive strength and the bar diameter. Furthermore, to evaluate the strength loss due to thermal exposure, the cases with C30 concrete and 12.5 mm bars were submitted to temperatures of 60 °C and 120 °C. It was concluded that when the reinforced concrete elements are exposed to temperature ranges up to 60 °C, they will remain safe regarding the transfer of stresses between the FRP bar and the concrete. On the other hand, the temperature of 120 °C was considered critical for the degradation of bond between concrete and FRP bars. This work also presents a numerical procedure to simulate bond experiments based on a seven parameter bond model and a metaheuristic approach to obtain parameters. An excellent agreement with experiments was obtained.

Keywords: *concrete; FRP; bond; thermal exposure; numerical simulations.*

LISTA DE FIGURAS

Figura 1.1 – Barra de polímero reforçado com fibras de vidro	29
Figura 1.2 – Barra de polímero reforçado com fibras de basalto	30
Figura 1.3 – Barra de polímero reforçado com fibras de vidro e grafeno	31
Figura 2.1 – Estrutura de uma armadura de FRP	35
Figura 2.2 – Fibras de basalto (DHAND <i>et al.</i> , 2015)	37
Figura 2.3 – Diagrama tensão - deformação de diferentes fibras e aço (WU <i>et al.</i> , 2012)	38
Figura 2.4 – Estrutura do grafeno (adaptada de Roberts <i>et al.</i> , 2010)	40
Figura 2.5 – Esquema da fabricação de GNPs a partir de grafite natural (adaptada de Cataldi <i>et al.</i> , 2018)	41
Figura 2.6 – Processo de pultrusão (BARAN <i>et al.</i> , 2016)	43
Figura 2.7 – Relação tensão-deformação típica de barras de FRP e aço (adaptada de Meng <i>et al.</i> , 2020)	44
Figura 2.8 – Representação de tensões normais em uma seção transversal de barra de FRP sujeita a carga axial (adaptada de Achilides e Pilakoutas, 2004) . . .	45
Figura 2.9 – Direções de uma armadura de FRP (FIB Bulletin 40, 2007)	45
Figura 2.10 – Mecanismos que integram a decomposição térmica de compósitos poliméricos (MOURITZ; GIBSON, 2006)	50
Figura 2.11 – Representação da relação entre as propriedades mecânicas de um compósito de FRP com o aumento da temperatura (BAZLI; ABOLFAZLI, 2020) . . .	50
Figura 2.12 – Propriedades mecânicas de fibras de basalto e vidro em diferentes temperaturas: (a) resistência à tração e (b) módulo de elasticidade (LU <i>et al.</i> , 2016)	53
Figura 2.13 – Propriedades mecânicas de fibras expostas a altas temperaturas: (a) resistência à tração e (b) módulo de elasticidade (KESSLER <i>et al.</i> , 2016)	53
Figura 2.14 – Módulos de elasticidade de resinas de poliéster e éster vinílica em função da temperatura (MOURITZ; GIBSON, 2006)	55

Figura 2.15 – Curvas tensão média de aderência versus escorregamento de ensaio de arrancamento com barras poliméricas e metálicas (adaptada de HAMAD <i>et al.</i> , 2017)	59
Figura 2.16 – Mecanismos de aderência (adaptada de ACI 408R-03:2012)	60
Figura 2.17 – Mecanismos de aderência na resposta de deslocamento de carga (adaptada de Li, 2010)	61
Figura 2.18 – Representação do modo de ruptura da aderência por fendilhamento (adaptada de Li, 2010)	63
Figura 2.19 – Representação do modo de ruptura da aderência por arrancamento da barra (adaptada de ACI 408R-03:2012)	63
Figura 2.20 – Representação da falha pela ruptura da armadura (adaptada de Akbas <i>et al.</i> , 2016)	64
Figura 2.21 – Representação da interface FRP-concreto. Linhas tracejadas horizontais indicam possíveis superfícies de ruptura (adaptada de Achillides e Pilakoutas, 2004)	64
Figura 2.22 – Tratamento superficial: (a) <i>helically wrapped</i> e (b) <i>helically wounded</i>	69
Figura 2.23 – Tratamento superficial: (a) <i>primary sand coating</i> e (b) <i>secondary sand coating</i> (HENIN <i>et al.</i> , 2019)	69
Figura 2.24 – Tratamento superficial <i>grooved</i> (MAZAHERIPOUR <i>et al.</i> , 2013)	70
Figura 2.25 – Curvas tensão de aderência versus escorregamento de diferentes corpos de prova de arrancamento submetidos a diferentes temperaturas: (a) aço, (b) BFRP e (c) GFRP (HAMAD <i>et al.</i> , 2017)	73
Figura 2.26 – Efeito da temperatura na tensão de aderência em barras de GFRP (CB, CPH, CPI e NG) e aço (ST) (adaptada de Katz <i>et al.</i> , 1999)	74
Figura 2.27 – Perda na tensão de aderência após 120 e 240 dias de exposição a cargas térmicas: (a) barras com diâmetro de 8mm e (b) barras com diâmetro de 16mm (adaptada de Masmoudi <i>et al.</i> , 2011)	75
Figura 2.28 – Tensão de aderência média normalizada (em comparação com a temperatura ambiente) versus temperatura: resultados experimentais e curvas de modelagem (adaptada de Rosa <i>et al.</i> , 2019)	76

Figura 2.29 – Representação do modelo BPE baseado em Eligehausen <i>et al.</i> (1983), Rossetti <i>et al.</i> (1995) e Cosenza <i>et al.</i> (1995)	79
Figura 2.30 – Representação do modelo mBPE baseado em Cosenza <i>et al.</i> (1997)	80
Figura 2.31 – Curva tensão-escorregamento do modelo proposto por Rolland <i>et al.</i> (2020)	81
Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia usada no programa experimental	82
Figura 3.2 – Programa experimental	83
Figura 3.3 – Barras de FRP	86
Figura 3.4 – Medição da rugosidade na superfície das barras de FRP	87
Figura 3.5 – Determinação da densidade e diâmetro efetivo das barras de FRP: (a) massa da barra seca - condição inicial e (b) massa da barra submersa	88
Figura 3.6 – Representação esquemática de diferentes tipos de conformação superficial de barras de FRP analisadas neste trabalho	89
Figura 3.7 – Sugestão de ancoragem com tubos metálicos (adaptada de ASTM D7205/D7205M- 06:2016)	91
Figura 3.8 – Amostra na máquina de ensaio	91
Figura 3.9 – Teste de resistência à compressão uniaxial do concreto	94
Figura 3.10 – Ancoragem das barras de FRP	95
Figura 3.11 – Geometria dos corpos de prova	96
Figura 3.12 – Fôrmas	97
Figura 3.13 – Concretagem	97
Figura 3.14 – Termopares posicionados na interface barra-concreto	98
Figura 3.15 – Corpo de prova dentro do forno e leitura da temperatura na interface com o auxílio do multímetro	99
Figura 3.16 – Corpo de prova posicionado na máquina de ensaio universal	101

Figura 4.1 – Escalas para modelagem da aderência armadura-concreto: escala das nervuras, escala da barra e escala do membro estrutural, da esquerda para a direita (adaptada de Cox e Herrmann, 1998)	102
Figura 4.2 – Comportamento de caça da baleia jubarte com rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)	104
Figura 4.3 – Mecanismo de encolhimento envolvente do operador de ataque por rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)	105
Figura 4.4 – Mecanismo de atualização da posição em espiral do operador de ataque por rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)	106
Figura 4.5 – Representação genérica de uma interface coesiva	110
Figura 4.6 – Corpo em estudo	110
Figura 5.1 – Malhas usadas na modelagem numérica: (a) e (b) combinações com barras de diâmetro 8,0 mm; (c) e (d) combinações com barras de diâmetro 12,5 mm	114
Figura 5.2 – Curvas tensão x escorregamento C20-8G	116
Figura 5.3 – Modo de falha C20-8G	117
Figura 5.4 – Curvas tensão x escorregamento C20-12G	117
Figura 5.5 – Modo de falha C20-12G	118
Figura 5.6 – Curvas tensão x escorregamento C30-8G	119
Figura 5.7 – Modo de falha C30-8G	119
Figura 5.8 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G	120
Figura 5.9 – Modo de falha C30-12G	120
Figura 5.10 – Curvas médias tensão x escorregamento para combinações com barras de GFRP	121
Figura 5.11 – Curvas tensão x escorregamento para barras de GFRP	123
Figura 5.12 – Curvas tensão x escorregamento C20-8Gg	124
Figura 5.13 – Modo de falha C20-8Gg	124

Figura 5.14 – Curvas tensão x escorregamento C20-12Gg	125
Figura 5.15 – Modo de falha C20-12Gg	126
Figura 5.16 – Curvas tensão x escorregamento C30-8Gg	126
Figura 5.17 – Modo de falha C30-8Gg	127
Figura 5.18 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg	128
Figura 5.19 – Modo de falha C30-12Gg	128
Figura 5.20 – Curvas médias tensão x escorregamento para combinações com barras de GFRPg vs. GFRP	130
Figura 5.21 – Curvas tensão x escorregamento C20-8B	132
Figura 5.22 – Modo de falha C20-8B	133
Figura 5.23 – Curvas tensão x escorregamento C20-12B	133
Figura 5.24 – Modo de falha C20-12B	134
Figura 5.25 – Curvas tensão x escorregamento C30-8B	135
Figura 5.26 – Modo de falha C30-8B	135
Figura 5.27 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B	136
Figura 5.28 – Modo de falha C30-12B	136
Figura 5.29 – Curvas tensão x escorregamento para barras de BFRP	138
Figura 5.30 – Curvas médias (C20+C30) para combinações com barras de BFRP vs. GFRP	140
Figura 5.31 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G-60C	143
Figura 5.32 – Modo de falha C30-12G-60C	143
Figura 5.33 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G-120C	144
Figura 5.34 – Modo de falha C30-12G-120C	144
Figura 5.35 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: GFRP	146
Figura 5.36 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados	148

Figura 5.37 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro	148
Figura 5.38 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro: C30-12G vs. GFRP (SOLYOM <i>et al.</i> , 2020) vs. CPI (KATZ <i>et al.</i> , 1999)	149
Figura 5.39 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg-60C	150
Figura 5.40 – Modo de falha C30-12Gg-60C	151
Figura 5.41 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg-120C	151
Figura 5.42 – Modo de falha C30-12Gg-120C	152
Figura 5.43 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: GFRPg	153
Figura 5.44 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados	154
Figura 5.45 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro e adição de grafeno versus vidro	156
Figura 5.46 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro e adição de grafeno: C30-12Gg vs. GFRP (HAMAD <i>et al.</i> , 2017) vs. NG (KATZ <i>et al.</i> , 1999)	157
Figura 5.47 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B-60C	158
Figura 5.48 – Modo de falha C30-12B-60C	159
Figura 5.49 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B-120C	159
Figura 5.50 – Modo de falha C30-12B-120C	160
Figura 5.51 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: BFRP	161
Figura 5.52 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados	163
Figura 5.53 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de basalto versus vidro e grafeno	164

Figura 5.54 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de basalto: C30-12B vs. BFRP (LI <i>et al.</i> , 2017) vs. BFRP (HAMAD <i>et al.</i> , 2017)	165
Figura A.1 – Malha empregada na análise via MEF para Gu e Dong (2012): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente	194
Figura A.2 – Curvas tensão x escorregamento - Gu e Dong (2012)	195
Figura A.3 – Malha empregada na análise via MEF para Liu <i>et al.</i> (2020): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	196
Figura A.4 – Curvas tensão x escorregamento - Liu <i>et al.</i> (2020)	197
Figura A.5 – Malha empregada na análise via MEF para Henin <i>et al.</i> (2019): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente	198
Figura A.6 – Curvas tensão x escorregamento - Henin <i>et al.</i> (2019)	199
Figura A.7 – Curva tensão x escorregamento - Henin <i>et al.</i> (2019)	200
Figura A.8 – Malha empregada na análise via MEF para Shen <i>et al.</i> (2016): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	201
Figura A.9 – Curvas tensão x escorregamento - Shen <i>et al.</i> (2016)	202
Figura A.10 – Malha empregada na análise via MEF para El Refai <i>et al.</i> (2015): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	203
Figura A.11 – Curvas tensão x escorregamento - El Refai <i>et al.</i> (2015)	204
Figura A.12 – Malha empregada na análise via MEF para Wei <i>et al.</i> (2019): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	205
Figura A.13 – Curvas tensão x escorregamento - Wei <i>et al.</i> (2019)	206

Figura A.14 – Malha empregada na análise via MEF para Wei <i>et al.</i> (2019): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	206
Figura A.15 – Curvas tensão x escorregamento - Wei <i>et al.</i> (2019)	207
Figura A.16 – Malha empregada na análise via MEF para Wang <i>et al.</i> (2015): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente	208
Figura A.17 – Curvas tensão x escorregamento - Wang <i>et al.</i> (2015)	209
Figura A.18 – Curvas tensão x escorregamento - Wang <i>et al.</i> (2015)	210
Figura A.19 – Malha empregada na análise via MEF para Rosa <i>et al.</i> (2019): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente	215
Figura A.20 – Curvas tensão x escorregamento em função da temperatura - Rosa <i>et al.</i> (2019)	216
Figura A.21 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para Rosa <i>et al.</i> (2019)	218
Figura A.22 – Malha empregada na análise via MEF para Solyom <i>et al.</i> (2020): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente	218
Figura A.23 – Curvas tensão x escorregamento em função da temperatura - Solyom <i>et al.</i> (2020)	220
Figura A.24 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para Solyom <i>et al.</i> (2020)	221

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.2 – Propriedades de matrizes termorrígidas	39
Tabela 2.3 – Propriedades de tração de barras de FRP e aço	44
Tabela 2.4 – Massa específica (g/cm ³) de armaduras de FRP e aço	46
Tabela 2.5 – Coeficiente de expansão térmica em 10 ⁻⁶ /°C de armaduras de FRP e aço	47
Tabela 3.1 – Matriz experimental da pesquisa	85
Tabela 3.2 – Rugosidade das barras de FRP	87
Tabela 3.3 – Caracterização da densidade e diâmetro das barras de FRP	89
Tabela 3.4 – Caracterização geométrica das barras de FRP	89
Tabela 3.5 – Fração mássica de fibras das barras de FRP	90
Tabela 3.6 – Propriedades mecânicas das barras de FRP	90
Tabela 3.7 – Caracterização química do cimento	92
Tabela 3.8 – Caracterização física e mecânica do cimento	92
Tabela 3.9 – Caracterização do agregado miúdo	92
Tabela 3.10 – Caracterização do agregado graúdo	93
Tabela 3.11 – Traços (em massa) dos concretos	93
Tabela 3.12 – Resistência à compressão média dos concretos utilizados na moldagem dos corpos de prova de arrancamento, aos 28 dias	94
Tabela 3.13 – Efeito da temperatura de 60 °C na resistência à compressão do concreto C30/100	
Tabela 3.14 – Efeito da temperatura de 120 °C na resistência à compressão do concreto C30/100	
Tabela 5.1 – Resultados experimentais	115
Tabela 5.2 – Parâmetros do modelo numérico C20-8G	116
Tabela 5.3 – Parâmetros do modelo numérico C20-12G	117

Tabela 5.4 – Parâmetros do modelo numérico C30-8G	118
Tabela 5.5 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G	119
Tabela 5.6 – Resultados experimentais da resistência de aderência: GFRP	120
Tabela 5.7 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRP	121
Tabela 5.8 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de GFRP	122
Tabela 5.9 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de GFRP	122
Tabela 5.10 – Dados da literatura usados na comparação com a média das combinações (C20-12G e C30-12G)	123
Tabela 5.11 – Parâmetros do modelo numérico C20-8Gg	124
Tabela 5.12 – Parâmetros do modelo numérico C20-12Gg	125
Tabela 5.13 – Parâmetros do modelo numérico C30-8Gg	126
Tabela 5.14 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg	127
Tabela 5.15 – Resultados experimentais da resistência de aderência: GFRPg	128
Tabela 5.16 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRPg	129
Tabela 5.17 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de GFRPg	131
Tabela 5.18 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de GFRPg	131
Tabela 5.19 – Parâmetros do modelo numérico C20-8B	132
Tabela 5.20 – Parâmetros do modelo numérico C20-12B	133
Tabela 5.21 – Parâmetros do modelo numérico C30-8B	134
Tabela 5.22 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B	135

Tabela 5.23 – Resultados experimentais da resistência de aderência: BFRP	137
Tabela 5.24 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de BFRP	137
Tabela 5.25 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-8B . . .	139
Tabela 5.26 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12B . . .	139
Tabela 5.27 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de BFRP	139
Tabela 5.28 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de BFRP	140
Tabela 5.29 – Parâmetros do modelo numérico obtido das curvas experimentais médias de mesmo diâmetro e tipo de barra	141
Tabela 5.30 – Resultados experimentais	142
Tabela 5.31 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G-60C	142
Tabela 5.32 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G-120C	144
Tabela 5.33 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRP	145
Tabela 5.34 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12G	145
Tabela 5.35 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12G em função das temperaturas 60 e 120 °C	147
Tabela 5.36 – Parâmetros modelo degradação: C30-12G	148
Tabela 5.37 – Parâmetros modelo degradação literatura: GFRP de Solyom <i>et al.</i> (2020) e CPI de Katz <i>et al.</i> (1999)	149
Tabela 5.38 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg-60C	150
Tabela 5.39 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg-120C	151
Tabela 5.40 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRPg	152
Tabela 5.41 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12Gg	153

Tabela 5.42 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12Gg em função das temperaturas 60 e 120 °C	154
Tabela 5.43 – Parâmetros modelo degradação: C30-12Gg	156
Tabela 5.44 – Parâmetros modelo degradação literatura: GFRP de Hamad <i>et al.</i> (2017) e NG de Katz <i>et al.</i> (1999)	157
Tabela 5.45 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B-60C	158
Tabela 5.46 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B-120C	159
Tabela 5.47 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de BFRP	160
Tabela 5.48 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12B	161
Tabela 5.49 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12B em função das temperaturas 60 e 120 °C	162
Tabela 5.50 – Parâmetros modelo degradação: C30-12B	163
Tabela 5.51 – Parâmetros modelo degradação literatura: BFRP de Li <i>et al.</i> (2017) e BFRP de Hamad <i>et al.</i> (2017)	164
Tabela A.1 – Parâmetros do modelo numérico - Gu e Dong (2012)	195
Tabela A.2 – Parâmetros do modelo numérico - Liu <i>et al.</i> (2020)	196
Tabela A.3 – Parâmetros do modelo numérico - Henin <i>et al.</i> (2019)	198
Tabela A.4 – Parâmetros do modelo numérico - Henin <i>et al.</i> (2019)	199
Tabela A.5 – Parâmetros do modelo numérico - Shen <i>et al.</i> (2016)	201
Tabela A.6 – Parâmetros do modelo numérico - El Refai <i>et al.</i> (2015)	203
Tabela A.7 – Parâmetros do modelo numérico - Wei <i>et al.</i> (2019)	205
Tabela A.8 – Parâmetros do modelo numérico - Wei <i>et al.</i> (2019)	205
Tabela A.9 – Parâmetros do modelo numérico - Wang <i>et al.</i> (2015)	209
Tabela A.10 – Parâmetros do modelo numérico - Wang <i>et al.</i> (2015)	209
Tabela A.11 – Parâmetros do modelo analítico tensão-escorregamento e forma de ruptura	211

Tabela A.12 – Fatores que influenciam no comportamento aderente	213
Tabela A.13 – Parâmetros do modelo numérico - Rosa <i>et al.</i> (2019)	216
Tabela A.14 – Efeito da temperatura no comportamento aderente	217
Tabela A.15 – Parâmetros modelo degradação - Rosa <i>et al.</i> (2019)	217
Tabela A.16 – Parâmetros do modelo numérico - Solyom <i>et al.</i> (2020)	219
Tabela A.17 – Efeito da temperatura no comportamento aderente	219
Tabela A.18 – Parâmetros modelo degradação - Solyom <i>et al.</i> (2020)	220
Tabela B.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento e forma de ruptura dos corpos de prova nos testes experimentais	222
Tabela C.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada	223
Tabela D.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento e forma de ruptura dos corpos de prova nos testes experimentais com exposição térmica .	224
Tabela E.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada	225

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

ABNT	Associação Brasileira de Normas Técnicas
ASTM	<i>American Society for Testing and Materials</i>
ACI	<i>American Concrete Institute</i>
AFRP	<i>Aramid Fiber Reinforced Polymer</i>
BFRP	<i>Basalt Fiber Reinforced Polymer</i>
BS	<i>British Standard</i>
CSA	<i>Canadian Standards Association</i>
CEB	<i>Comité Euro-International du Béton</i>
CFRP	<i>Carbon Fiber Reinforced Polymer</i>
CP	Corpo de prova
CZM	<i>Cohesive Zone Model</i>
DSC	<i>Differential scanning calorimetry</i>
DTG	<i>Derivative thermogravimetry</i>
f_{ck}	Resistência característica do concreto à compressão
f_{ct}	Resistência do concreto à tração
FIB	<i>Fédération Internationale du Béton</i>
FRP	<i>Fiber Reinforced Polymer</i>
GFRP	<i>Glass Fiber Reinforced Polymer</i>
GFRP,g	Polímero reforçado com fibras de vidro e grafeno
GMAp	Grupo de Mecânica Aplicada
GNP	<i>Graphene nanoplatelet</i>
GOST	<i>Governmental Standard</i>
GPa	Gigapascal
ISIS	<i>Intelligent Sensing for Innovative Structures</i>

J	Joule
JSCE	<i>Japan Society of Civil Engineers</i>
kN	kiloNewton
mN	Meganewton
LVDT	<i>Linear Variable Differential Transformer</i>
PVC	Policloreto de Vinila
LAMTAC	Laboratório de Materiais e Tecnologia do Ambiente Construído
MEF	Método dos Elementos Finitos
MPa	Megapascal
NBR	Norma Brasileira Regulamentada
NORIE	Núcleo Orientado para a Inovação da Construção
NM	<i>Asociación Mercosur de Normalización</i>
PTV	Princípio dos Trabalhos Virtuais
Ra	Rugosidade média
T	Temperatura
Tc	Temperatura crítica
Tg	Temperatura de transição vítrea
Tm	Temperatura de fusão
Ts	Temperatura de amolecimento
TGA	<i>Thermogravimetric analysis</i>
UR	Umidade relativa
SEM	<i>Scanning electron microscopy</i>
UFRGS	Universidade Federal do Rio Grande do Sul
WOA	<i>Whale Optimization Algorithm</i>
°C	Graus Celsius
μm	Micrômetro

kg	Quilograma
g	Gramma
m ²	Metro quadrado
m ³	Metro cúbico
cm ³	Centímetro cúbico
mm	Milímetro
%m/m	Porcentagem em massa

LISTA DE SÍMBOLOS

Γ	Contorno
δ	Deslocamento tangencial
\emptyset	Diâmetro
$^{\circ}$	Grau
Π	PI
$\%$	Porcentagem
Σ	Somatório
τ	Tensão de aderência
σ	Tensão
Ω	Volume do corpo

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	28
1.1	OBJETIVOS	31
1.1.1	Objetivo geral	32
1.1.2	Objetivos específicos	32
1.2	ESTRUTURA DO TRABALHO	32
1.3	DELIMITAÇÕES DA PESQUISA	33
2	FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA	34
2.1	ARMADURAS DE POLÍMEROS REFORÇADAS COM FIBRAS (FRP)	34
2.1.1	Componentes das armaduras de FRP	35
2.1.1.1	Fibras	35
2.1.1.2	Matriz	38
2.1.2	Fabricação das armaduras de FRP	42
2.1.3	Propriedades das armaduras de FRP	43
2.1.4	Principais vantagens e desvantagens das armaduras de FRP	47
2.1.5	Comportamento em altas temperaturas dos FRPs	49
2.1.5.1	Propriedades termomecânicas das fibras	52
2.1.5.2	Propriedades termomecânicas da matriz	54
2.1.5.3	Propriedades termomecânicas de barras de FRP	55
2.2	CONSIDERAÇÕES DE PROJETO COM BARRAS DE FRP	56
2.2.1	Flexão	56
2.2.2	Cisalhamento	57
2.3	ADERÊNCIA ENTRE A BARRA E O CONCRETO	58
2.3.1	Mecanismos de aderência	60
2.3.2	Ruptura da aderência	62
2.3.3	Fatores que influenciam a aderência	65

2.3.3.1	Resistência à compressão do concreto	65
2.3.3.2	Espessura do cobrimento de concreto	65
2.3.3.3	Comprimento aderente	66
2.3.3.4	Taxa de armadura transversal	66
2.3.3.5	Diâmetro da armadura	67
2.3.3.6	Conformação superficial da armadura	69
2.3.3.7	Tipo e geometria das nervuras	71
2.3.3.8	Coefficiente de dilatação térmica	71
2.3.3.9	Exposição a altas temperaturas	71
2.3.4	Controle de fissuras de flexão	76
2.3.5	Modelos da relação tensão de aderência – escorregamento	77
3	PROGRAMA EXPERIMENTAL	82
3.1	PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL	83
3.1.1	Variável de resposta	83
3.1.2	Fatores controláveis	83
3.2	MATRIZ EXPERIMENTAL	85
3.3	MATERIAIS	86
3.3.1	Barras de FRP	86
3.3.2	Concreto	92
3.4	MOLDAGEM E CURA DOS CORPOS DE PROVA PARA O ENSAIO DE ARRANCAMENTO	95
3.5	PROCEDIMENTO DE AQUECIMENTO DOS CORPOS DE PROVA DE ARRANCAMENTO	97
3.6	ENSAIOS DE ARRANCAMENTO	100
4	MODELO NUMÉRICO DO COMPORTAMENTO ADERENTE	102
4.1	MODELOS DO COMPORTAMENTO TENSÃO - ESCORRE- GAMENTO	102
4.2	PROBLEMA DE OTIMIZAÇÃO	103

4.3	PROGRAMA METAFOR	107
4.4	IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO CONSTITUTIVO	108
4.5	IMPLEMENTAÇÃO DA ZONA COESIVA	109
4.5.1	Caso 2D	109
5	ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS	112
5.1	CASOS A TEMPERATURA AMBIENTE	114
5.1.1	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro (GFRP)	116
5.1.1.1	Combinação C20-8G	116
5.1.1.2	Combinação C20-12G	117
5.1.1.3	Combinação C30-8G	118
5.1.1.4	Combinação C30-12G	118
5.1.1.5	Discussão dos resultados	119
5.1.2	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRPg)	123
5.1.2.1	Combinação C20-8Gg	123
5.1.2.2	Combinação C20-12Gg	125
5.1.2.3	Combinação C30-8Gg	126
5.1.2.4	Combinação C30-12Gg	127
5.1.2.5	Discussão dos resultados	128
5.1.3	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto (BFRP)	131
5.1.3.1	Combinação C20-8B	131
5.1.3.2	Combinação C20-12B	132
5.1.3.3	Combinação C30-8B	134
5.1.3.4	Combinação C30-12B	134
5.1.3.5	Discussão dos resultados	137
5.2	CASOS EXPOSTOS A TEMPERATURA	141
5.2.1	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro (GFRP)	142
5.2.1.1	Combinação C30-12G-60C	142
5.2.1.2	Combinação C30-12G-120C	143
5.2.1.3	Discussão dos resultados	145

5.2.2	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRPg)	149
5.2.2.1	Combinação C30-12Gg-60C	150
5.2.2.2	Combinação C30-12Gg-120C	150
5.2.2.3	Discussão dos resultados	152
5.2.3	Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto (BFRP)	157
5.2.3.1	Combinação C30-12B-60C	158
5.2.3.2	Combinação C30-12B-120C	158
5.2.3.3	Discussão dos resultados	160
6	CONCLUSÕES	166
6.1	SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS	168
7	REFERÊNCIAS	170
	REFERÊNCIAS	192
	APÊNDICES	192

1 INTRODUÇÃO

O aparecimento do concreto armado na indústria da construção na primeira metade do século XX revolucionou a forma de construir, tornando-se rapidamente a solução estrutural mais utilizada. Entretanto, ao contrário do que se pensou inicialmente, o concreto armado tem durabilidade limitada, devido principalmente a problemas de corrosão nas armaduras de aço, originando manifestações patológicas também no concreto, e colocando em risco o desempenho das estruturas. O problema da corrosão compromete a durabilidade e reduz a vida útil para a qual as edificações foram projetadas, situação que além de afetar os parâmetros de segurança da construção, afeta o custo de manutenção destas. Estima-se que anualmente o gasto com reparo e manutenção de obras de infraestrutura nos Estados Unidos, Canadá, Europa e Austrália exceda 30 bilhões de euros (MOHAMMED *et al.*, 2020), sendo grande parte desta parcela devido aos problemas de durabilidade das estruturas de concreto armado. Esta situação teve um efeito impulsionador no desenvolvimento de soluções mais leves, menos suscetíveis aos efeitos dos agentes agressivos e com menor necessidade de manutenção.

Conforme Ahmed *et al.* (2018), a indústria da construção está expressando grande demanda por membros estruturais inovadores e duráveis. Por esta razão, há um crescente interesse em desenvolver técnicas de reforço e dimensionamento de estruturas que superem as desvantagens do aço, que pode sofrer corrosão e levar ao colapso estrutural (AYDIN, 2018). Os compósitos de polímero reforçado com fibras (*Fiber Reinforced Polymer - FRP*) vêm ganhando uma ampla aceitação mundial como um material de construção viável para reparo e reforço de estruturas deterioradas ou como armadura interna para elementos estruturais, particularmente aquelas expostas a condições severas de agressividade ambiental (D'ANTINO *et al.*, 2018; HAMAD *et al.*, 2019; HOLLAWAY, 2010; LU *et al.*, 2020).

Neste contexto, no início da década de 1950, surgiram as primeiras aplicações de materiais compósitos reforçados com fibras (FRPs) na indústria da construção. Estes materiais, já conhecidos e utilizados em outras 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 à tração; (ii) elevada resistência à corrosão; (iii) maior facilidade de transporte e aplicação devido à maior leveza; e (iv) não condutividade magnética, elétrica e térmica. As principais aplicações destes materiais compósitos na indústria da construção incluem o reforço de elementos estruturais, principalmente de concreto 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 concreto armado (ACI 440.1R, 2015).

Os compósitos de FRP provaram ser uma solução efetiva, pois fornecem força adicional para aplicações de flexão, cisalhamento, torção e confinamento e têm benefícios, incluindo alta resistência em relação ao peso e facilidade de aplicação (GAR *et al.*, 2018). As barras de FRP podem ser constituídas por diferentes tipos de fibras - vidro (GFRP, do inglês “*Glass Fiber Reinforced Polymer*”), carbono (CFRP, do inglês “*Carbon Fiber Reinforced Polymer*”), aramida (AFRP, do inglês “*Aramid Fiber Reinforced Polymer*”), sendo atualmente as barras de fibras de vidro (Figura 1.1) as mais utilizadas em armadura para reforço de concreto, devido às propriedades mecânicas e ao custo relativamente baixo em relação aos outros FRPs (SANTOS, 2016).



Figura 1.1 – Barra de polímero reforçado com fibras de vidro

Apesar das vantagens dos compósitos FRP referidas anteriormente, que os tornam uma alternativa interessante em comparação ao uso tradicional de armadura metálica, estes materiais apresentam um custo inicial superior, o que limita uma utilização mais generalizada. Contudo, os custos de manutenção necessários para construir elementos estruturais com materiais compósitos são compensados pelo aumento da vida útil, o que evita retrabalhos e gastos com manutenção (GOLDSTON *et al.*, 2016).

Outro aspecto negativo destes materiais, e de muita relevância para aplicações estruturais, é o fato de apresentarem uma ruptura frágil. Além disso, verifica-se que em elementos de concreto armados com barras de FRP, a ruptura ocorre, por vezes, devido à dificuldade de aderência das barras ao concreto, uma vez que, nestes casos, a elevada resistência à tração que este material apresenta não é completamente explorada. No caso das barras de GFRP, refere-se ainda que o seu reduzido módulo de elasticidade acarreta dificuldades no que se refere ao dimensionamento em serviço, nomeadamente no controle da abertura de fissuras e deformações máximas. Não obstante estas limitações, a existência de um número considerável de estudos nesta área, por exemplo Baena *et al.* (2009) e Gu *et al.* (2016), permitiu a elaboração de regulamentos e recomendações de dimensionamento que permitem a construção de estruturas com um comportamento adequado (tanto em estados limites últimos, como em situações de serviço).

Em meados de 2015, as barras de fibras de basalto (BFRP, do inglês “*Basalt Fiber Reinforced*

Polymer”) surgiram como uma alternativa promissora aos FRPs convencionais, passando a serem fornecidas comercialmente, com potencial para fornecer benefícios que são comparáveis ou superiores aos outros tipos de FRPs (EL REFAI *et al.*, 2015). Na Figura 1.2 é possível visualizar uma barra de BFRP.



Figura 1.2 – Barra de polímero reforçado com fibras de basalto

Estas barras têm demonstrado propriedades mecânicas e químicas superiores às barras de GFRP, com melhor relação custo-desempenho. Os estudos já realizados mostram que as mesmas apresentam maior resistência e módulo, melhor estabilidade química que as barras de fibra de vidro, além de um custo muito menor do que as barras de fibras de carbono (PALMIERI *et al.*, 2009; SIM *et al.*, 2005; WU *et al.*, 2010). Entretanto, por serem relativamente novas, poucos estudos sobre a degradação e comportamento mecânico das barras de BFRP incorporadas no concreto foi realizado (WU *et al.*, 2015). Inclusive, a falta de estudos e conhecimento sobre estas barras faz com que as mesmas não apareçam na maioria das normativas de dimensionamento de estruturas de concreto armado reforçadas com FRP (EL REFAI *et al.*, 2015).

Além das fibras de basalto surgirem como uma alternativa na fabricação das barras poliméricas, os recentes avanços e descobertas na ciência e engenharia em escala nanométrica proporcionaram novas oportunidades para desenvolver os materiais compósitos visando um melhor desempenho. Em particular, as nanoplaquetas de grafeno, que apresentam excelentes propriedades mecânicas, são consideradas como elementos atrativos para os materiais de reforço.

Em meados de 2021, uma empresa brasileira localizada no Rio Grande do Sul passou a fabricar barras de GFRP com adição de grafeno na matriz polimérica. Nesta pesquisa, utilizou a abreviatura GFRPg para estas barras, mostradas na Figura 1.3. De acordo com Govindaraj *et al.* (2021), o grafeno surgiu como um dos componentes em nanoescala promissores para serem adicionados em materiais compósitos poliméricos. Consiste em um material bidimensional com uma camada atômica fina de átomos de carbono dispostos em uma matriz hexagonal. O grafeno vem se destacando na aplicação em escala industrial em função das suas excelentes propriedades mecânicas. Além disso, o grafeno é flexível, transparente, resistente a produtos químicos, bactérias/vírus e termicamente estável.



Figura 1.3 – Barra de polímero reforçado com fibras de vidro e grafeno

Estudos apontam que o objetivo da adição de nanopartículas em compósitos poliméricos é melhorar as suas propriedades mecânicas. Conforme Hashim *et al.* (2021), a incorporação de nanopartículas de alta resistência e rigidez, ou seja, nanoplaquetas de grafeno (GNP), tendem a melhorar as propriedades dos compósitos.

Ao consultar a literatura, não foram encontrados estudos que envolvessem barras poliméricas reforçadas com fibras e grafeno na matriz, aumentando a relevância desta pesquisa com a finalidade introdutória ao estudo do comportamento aderente deste tipo de barra com o concreto.

Algumas normas e recomendações técnicas estabelecem diretrizes para o reforço das estruturas de concreto armadas com FRP sob condições normais de temperatura (JSCE, 1997; FIB Bulletin 40, 2007; ISIS Manual 3, 2007; GOST 31938-2012; ACI 440.1R-15; CSA S806-12; CAN/CSA-S6-06, cap. 16), contudo tais orientações não levam em consideração o comportamento estrutural diante de uma situação de exposição a altas temperaturas, como um incêndio, por exemplo, o que evidencia a necessidade de investigações sobre o comportamento de estruturas armadas com FRP frente as altas temperaturas (HAMAD *et al.*, 2019, NADJAI *et al.*, 2005; ROBERT e BENMOKRANE, 2010).

Em função da importância do tema para os projetistas de estruturas, este trabalho buscará estudar experimentalmente e modelar o comportamento aderente no caso do BFRP e GFRPg. Ainda, será considerado na modelagem numérica o efeito da temperatura no comportamento aderente.

1.1 OBJETIVOS

Os objetivos desta tese consistem em:

1.1.1 Objetivo geral

O objetivo principal desta pesquisa consiste em investigar o comportamento aderente entre barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto-concreto e entre barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno-concreto.

1.1.2 Objetivos específicos

Como objetivos específicos desta pesquisa podemos elencar:

- a) avaliar a influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente;
- b) avaliar a influência do diâmetro da armadura na aderência com o concreto;
- c) avaliar o efeito do acréscimo de temperatura na tensão de aderência;
- d) implementar um modelo computacional para obtenção de parâmetros de aderência;
- e) analisar e comparar com o comportamento aderente de barras de FRP relatadas na literatura.

1.2 ESTRUTURA DO TRABALHO

Esta tese está dividida em 7 capítulos.

Inicialmente, no capítulo 1, é feita a apresentação do tema da pesquisa, a relevância do trabalho e objetivos.

No capítulo 2 é feita uma apresentação das barras de FRP, seus materiais componentes, processo de fabricação e propriedades. Também são abordados os conceitos relacionados ao fenômeno da aderência, incluindo seus principais mecanismos, modos de ruptura e os fatores que o influenciam. Além disso, é feita uma abordagem do comportamento dos materiais compósitos quando expostos a altas temperaturas.

No capítulo 3 é apresentado o programa experimental.

O capítulo 4 apresenta o modelo de aderência que foi implementado através do método dos elementos finitos para o caso de elementos finitos de interface bidimensionais.

O capítulo 5 contempla a análise e discussão dos resultados dos experimentos propostos no

programa experimental e simulações numéricas, com casos em temperatura ambiente e casos expostos a temperaturas.

O capítulo 6 apresenta as conclusões da tese.

No capítulo 7 são mostradas as referências bibliográficas consultadas.

Por fim, são apresentados os apêndices, que incluem análises de casos com barras de BFRP a temperatura ambiente e casos com barras de GFRP expostos à temperaturas. Também são apresentadas tabelas resumo com os parâmetros dos casos testados.

1.3 DELIMITAÇÕES DA PESQUISA

Esta tese delimita-se a investigar o comportamento de aderência entre armaduras de FRP-concreto, utilizando ensaios experimentais de arrancamento e simulações numéricas. A investigação experimental é baseada em recomendações normativas. Dentre os fatores controláveis para avaliar a aderência, foram selecionados os tipos de barras de FRP, a resistência à compressão do concreto, diâmetro das barras e temperaturas de exposição.

2 FUNDAMENTAÇÃO TEÓRICA

Este capítulo consiste em apresentar o estado atual do conhecimento científico sobre o fenômeno da aderência armadura-concreto, dando ênfase as armaduras de polímeros reforçadas com fibras (FRPs). Primeiramente, é feita uma abordagem teórica sobre as armaduras poliméricas e metálicas. Posteriormente, é tratado sobre o comportamento aderente concreto-armadura, incluindo os mecanismos de aderência, fatores que influenciam no fenômeno, formas de ruptura, assim como os ensaios que podem ser executados para investigar experimentalmente o fenômeno.

2.1 ARMADURAS DE POLÍMEROS REFORÇADAS COM FIBRAS (FRP)

A finalidade de um material compósito é oferecer uma alta resistência e/ou rigidez apresentando, ao mesmo tempo um peso relativamente baixo (CALLISTER, RETHWISCH, 2019; DAS, DAS; 2021). Neste sentido, surgiram as armaduras de FRP. Basicamente são materiais heterogêneos e anisotrópicos, criados pela combinação de dois ou mais materiais em uma escala macroscópica, para formar um material compósito com melhores propriedades em comparação aos seus constituintes individuais.

Em geral, as armaduras de FRP são compostas por uma matriz polimérica que envolve as fibras de reforço, podendo conter adições na matriz. A combinação entre diferentes materiais produz um compósito com propriedades e características distintas das propriedades intrínsecas de cada material constituinte e altamente dependentes da coesão entre as fibras e a resina (BENMOKRANE *et al.*, 2015). Os fatores que mais influenciam as propriedades mecânicas das armaduras de FRP são as características das fibras, orientação, forma e proporção volumétrica em relação à matriz e ao processo de fabricação (BOUHET, 2015).

O estudo de FRPs é complexo, uma vez que existem diversas possibilidades de combinações de materiais para fabricar o compósito, levando assim a variações em suas propriedades, tornando extremamente difícil chegar a generalizações em relação a uma série de questões importantes, como o comportamento frente a altas temperaturas. De acordo com Siddika *et al.* (2020), haverá um aumento na utilização dos compósitos de FRP no reforço de estruturas de concreto armado a partir do desenvolvimento tecnológico do material, de forma a obter uma composição com boa resistência associada a uma menor fragilidade, maior resistência ao fogo e com menores impactos ambientais, pela redução da energia e emissão de dióxido de carbono (CO₂) necessária para sua produção, levando em consideração um menor custo inicial.

Conforme Basaran e Kalkan (2020b), nota-se que além do aumento no uso de materiais poliméricos por diversos segmentos, a utilização das armaduras de FRP vêm crescendo do setor da construção civil por apresentar inúmeras vantagens como leveza, resistência à corrosão e fadiga. A sua utilização em estruturas de concreto armado localizadas em ambientes agressivos, como regiões litorâneas, é uma alternativa promissora pois não há a necessidade de reforçar o sistema estrutural ou recuperar as armaduras afetadas pela corrosão, ocasionando baixo custo de manutenção durante a vida útil do sistema estrutural (HUA *et al.*, 2020). Ainda se recomenda a aplicação deste material na construção de tabuleiros de pontes, pisos industriais, pisos residenciais, pisos comerciais, pistas de decolagem de aviões, lajes, radier, vergas, contra-vergas, calçadas, artefatos de concreto, paredes de vedação e túneis. Devido as propriedades da barra polimérica ser térmica e eletricamente não condutora, e transparente a campos magnéticos (DUO *et al.*, 2021) o seu uso também é indicado para salas de ressonância magnética em hospitais, laboratórios eletrônicos, entre outras aplicações. A seguir, serão abordados os principais aspectos relacionados às armaduras de FRP.

2.1.1 Componentes das armaduras de FRP

A estrutura das armaduras de FRP consiste, basicamente, na combinação de fibras de alta resistência envolvidas em uma matriz polimérica, conforme mostra a Figura 2.1. A seguir, serão descritas as principais propriedades e características das fibras e matrizes utilizadas no processo de fabricação da armadura polimérica.

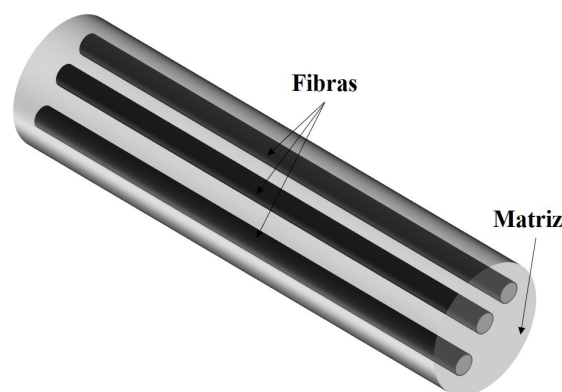


Figura 2.1 – Estrutura de uma armadura de FRP

2.1.1.1 Fibras

As fibras conferem ao compósito seu desempenho mecânico, em particular sua resistência e rigidez, sendo que nas armaduras de FRP, são incorporadas fibras contínuas. Dentre as fibras utilizadas na fabricação das armaduras, estão as fibras de aramida, carbono, e principalmente vidro, devido ao seu custo-benefício. Mais recentemente também passaram a ser utilizadas

fibras de basalto. A seguir são descritas as principais características de cada uma das fibras mencionadas.

2.1.1.1.1 Aramida

A fibra de aramida possui propriedades mecânicas cerca de 5 a 10% mais altas, ao ser comparada com a fibra de vidro, porém seu custo também é mais elevado (YAHAYA *et al.*, 2015). É empregada em materiais compósitos usados na fabricação de aviões, coletes a prova de balas e estruturas offshore, entre outros. Além disso, é mais leve que a fibra de vidro e possui boa resistência ao calor, chamas e impactos (PRASAD; TALUPULA, 2018).

2.1.1.1.2 Carbono

As fibras de carbono são caracterizadas pela alta resistência à tração e módulo de elasticidade, resistência à corrosão e boa condutividade, dessa forma são muito utilizadas em materiais compósitos (YAO *et al.*, 2018), eletrônicos, indústria aeroespacial, assim como em diversos setores da tecnologia dos materiais (SMITH, 2018). Conforme Smith (2018), a produção da fibra ocorre com base em procedimentos químicos e mecânicos, a partir de polímeros como a Poliácridonitrila (PAN), piche (obtido através de derivados do petróleo) ou rayon (derivados de materiais celulósicos). Os compósitos reforçados com fibra de carbono são utilizados em obras de engenharia, como em edifícios, pontes e ferrovias, devido às propriedades de elevada resistência à tração, baixo peso e durabilidade (WAAL *et al.*, 2017).

2.1.1.1.3 Vidro

As fibras de vidro são as mais utilizadas para a fabricação de materiais compósitos devido a boa relação custo-benefício (THOMASON, 2020). Os tipos de vidro mais comuns são vidro E, vidro S e vidro AR (FIB Bulletin 40, 2007). O vidro E apresenta um bom isolamento elétrico, resistência à umidade e elevada resistência mecânica. O vidro S possui maior resistência à tração e módulo de elasticidade, porém seu custo é superior, fazendo com que o vidro E seja o mais utilizado. O vidro AR apresenta resistência ao ataque de álcalis (NANNI *et al.*, 2014). Em geral, as fibras de vidro possuem elevada resistência a tração, enquanto a resistência a compressão e ao cisalhamento é baixa (COUSIN *et al.*, 2019). Por outro lado, Zoghi (2013) destaca que as fibras de vidro também possuem algumas desvantagens, incluindo baixo módulo de elasticidade (em geral para todas as fibras de vidro), baixa resistência à abrasão e ineficiente adesão às resinas da matriz polimérica, o que requer o uso de aditivos químicos de acoplamento, como o silano.

2.1.1.1.4 Basalto

As primeiras tentativas para produzir a fibra de basalto foram feitas nos Estados Unidos na década de 1920 e o desenvolvimento do material só ocorreu após a Segunda Guerra Mundial,

principalmente para fabricar produtos militares e aeroespaciais (ROSS, 2006; COLOMBO *et al.*, 2012). As propriedades da fibra de basalto compreendem a elevada resistência mecânica e química, alto módulo, maior capacidade de deformação até a falha, resistência a altas temperaturas, excelente estabilidade, baixo custo, origem natural e facilidade de processamento (DHAND *et al.*, 2015; WANG *et al.*, 2013).

A fibra é obtida após o processo de extrusão da rocha vulcânica ígnea à base de basalto (BANI-BAYAT; PATNAIK, 2014; PRASAD; TALUPULA, 2018). De acordo com Czigány *et al.* (2005), a rocha vulcânica à base de basalto é proveniente do fluxo da lava e contém cerca de 45 a 52% de dióxido de silício (SiO₂).

O processo de extrusão da fibra de basalto é muito eficiente em termos energéticos e mais simples do que o de qualquer outra fibra concorrente. As dimensões das fibras estão geralmente na faixa de 10-20 μm (Figura 2.2). Várias dessas propriedades (como propriedades de tração e compressão do basalto) são melhores que as fibras de vidro e também são muito mais baratas que as fibras de carbono. Assim, as fibras de basalto têm recebido atenção crescente como um novo tipo de material de reforço para a fabricação de compósitos (DHAND *et al.*, 2015).



Figura 2.2 – Fibras de basalto (DHAND *et al.*, 2015)

Dentre as fibras disponíveis para a fabricação de materiais compósitos, as fibras de basalto têm sido consideradas a alternativa mais adequada devido as suas melhores propriedades mecânicas e por questões ambientais (FIORE *et al.*, 2015).

2.1.1.1.5 Comparativo entre as propriedades das fibras

As principais propriedades das diferentes fibras apresentadas neste subcapítulo são apresentadas na Tabela 2.1.

Conforme Wu *et al.* (2012), a fibra de basalto é mais vantajosa em relação a resistência mecânica, química e bom custo-benefício em comparação às fibras de carbono, vidro, aramida e também em comparação ao aço. Tal constatação é fundamentada em função da fibra de basalto possuir uma resistência à tração e módulo de elasticidade mais altos, um custo semelhante e mais estabilidade química em comparação com a fibra de vidro; uma faixa mais ampla de resistência a temperaturas e custo menor em comparação com a fibra de carbono; mais de cinco vezes da resistência e cerca

Tabela 2.1 – Principais propriedades das fibras de armaduras de FRP

Propriedades	Tipo de fibra						
	Vidro E	Vidro E-CR	Vidro AR	Carbono HM	Carbono HS	Aramida (Kevlar 49)	Basalto
Densidade (kg/m ³)	2500	2620	2270	1950	1750	1440	2800
Resistência a tração (MPa)	3450	3500	1800-3500	2500-4000	3500	3620	4840
Módulo de elasticidade (GPa)	72,4	80,5	70-76	350-650	240	124	89
Alongamento máximo (%)	2,4	4,6	2,0-3,0	0,5	1,1	2,2	3,1
Coefficiente de Poisson (%)	0,22	0,22	-	0,20	0,20	0,35	-
Coefficiente de expansão térmica (10 ⁻⁶ /°C)	5	6	-	-1,2 a -0,1	-0,6 a -0,2	-2 longitudinal 59 radial	8

(fonte: FIB Bulletin 40, 2007; Liu *et al.*, 2017 e Wang *et al.*, 2013b)

de um terço da densidade das armaduras metálicas. É possível observar na Figura 2.3 o diagrama tensão-deformação das fibras mais utilizadas na fabricação das armaduras de FRP.

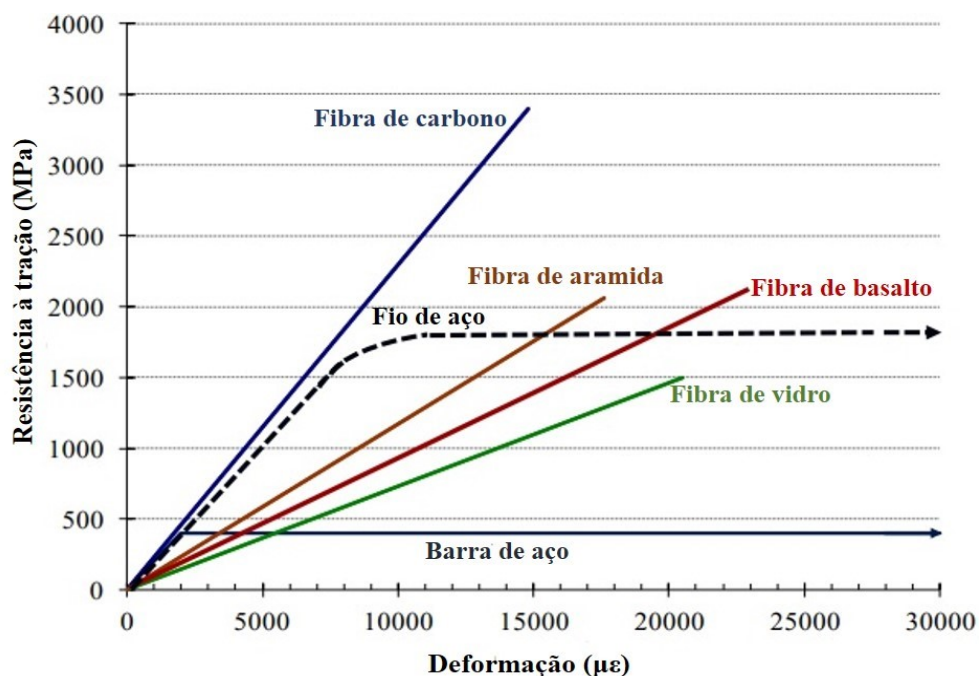


Figura 2.3 – Diagrama tensão - deformação de diferentes fibras e aço (WU *et al.*, 2012)

2.1.1.2 Matriz

A resina polimérica age como uma matriz com a função de unir as fibras e distribuir a carga aplicada à armadura polimérica entre cada uma das fibras individuais, além disso protege as fibras contra a abrasão, danos por impacto e condições ambientais agressivas (BENMOKRANE *et al.*, 2015). As matrizes dos materiais compósitos poliméricos podem ser termorrígidas ou termoplásticas e possuem massa específica baixa, possuindo como característica uma menor resistência e rigidez em comparação as fibras (CALLISTER e RETHWISCH, 2019).

2.1.1.2.1 Matriz termorrígida

As termorrígidas também são chamadas na literatura de termoendurecíveis ou termofixas, e apresentam uma estrutura tridimensional de ligações, o que aumenta a rigidez do material e a resistência às altas temperaturas (CALLISTER e RETHWISCH, 2019). O processamento é realizado com componentes químicos, existindo a possibilidade destes combinarem-se ou não com uma fonte de calor. Durante esta fase, se desenvolvem reações químicas ou a cura. O calor promove a união das macromoléculas poliméricas que geram, primeiramente, um gel intermediário e, posteriormente, uma estrutura tridimensional rígida (ROSATO e ROSATO, 2005).

As resinas termorrígidas possuem propriedades viscoelásticas, caracterizando um comportamento mecânico não destrutivo, dependente do tempo e da temperatura (MIYANO e NAKADA, 2018). Trata-se de um tipo de matriz que não pode ser reaquecida para ser remoldada, ou seja, o processamento é completamente irreversível e exibem baixa viscosidade (FIB Bulletin 40, 2007). Normalmente, as matrizes mais utilizadas para fabricar as armaduras de FRP são as de base de poliéster, vinil éster e epóxi (BENMOKRANE *et al.*, 2017).

A resina de poliéster apresenta baixa viscosidade, entretanto possui a desvantagem de ter alta contração volumétrica. Já a resina epóxi, tem como principais vantagens as boas propriedades mecânicas, fácil processamento, baixo encolhimento durante a cura e boa adesão as diferentes fibras, além disso, é resistente à corrosão e não é muito influenciada pela umidade e aquecimento em comparação as outras matrizes poliméricas. Contudo, apresenta maior custo. A resina éster vinílica tem como características a alta flexibilidade e maior resistência à fratura, boa resistência à umidade e boa adesão as fibras, sendo as suas propriedades uma combinação de resinas epóxis e de poliéster, tornando-a a escolha preferida para a fabricação de armaduras de FRPs (FIB Bulletin 40, 2007). Na Tabela 2.2 são apresentadas algumas propriedades das principais matrizes termorrígidas empregadas na fabricação de compósitos de FRPs.

Tabela 2.2 – Propriedades de matrizes termorrígidas

Propriedades	Matriz		
	Poliéster	Epóxi	Éster Vinílica
Densidade (kg/m ³)	1200-1400	1200-1400	1150-1350
Resistência à tração (MPa)	34,5-104	55-130	73-81
Módulo de elasticidade (GPa)	2,10-3,45	2,75-4,10	3,0-3,5
Coefficiente de Poisson	0,35-0,39	0,38-0,40	0,36-0,39
Coefficiente de expansão térmica (10 ⁻⁶ /°C)	55-100	45-65	50-75
Teor de umidade (%)	0,15-0,60	0,08-0,15	0,14-0,30
Alongamento na ruptura (%)	2,5	8,0	6,0
Temperatura de transição vítrea – Tg (°C)	100	120	110

(fonte: FIB Bulletin 40, 2007 e Benmokrane *et al.*, 2017)

Na investigação de Benmokrane *et al.* (2017), em que foram feitas análises quanto a propriedades físicas e mecânicas de armaduras poliméricas com diferentes resinas, incluindo poliéster, epóxi e éster vinílica, foi constatado que as barras de FRP produzidas com matriz éster vinílica e epóxi obtiveram o melhor desempenho em termos de resistência e taxa de degradação ao serem comparadas com as armaduras produzidas com matriz de poliéster.

Para a fabricação da grande maioria dos materiais compósitos reforçados com fibras, são utilizadas as resinas termorrígidas devido a sua facilidade de processamento, boas propriedades físicas, químicas e mecânicas e boa relação custo-benefício. Além disso, em função da baixa viscosidade, torna-se mais simples unir as fibras e outros aditivos (MALLICK, 2007). Li *et al.* (2012), mencionam que os materiais compósitos fabricados com matriz termorrígida possuem maior resistência mecânica, térmica e rigidez, e são mais leves em comparação aos compósitos de matriz termoplástica.

Podem ainda ser incorporados aditivos na matriz termorrígida com o objetivo de melhorar as propriedades do material compósito. Dentre os aditivos potenciais para esta finalidade encontram-se as nanoplaquetas de grafeno (em inglês, *graphene nanoplatelets* - GNPs), que podem ser utilizadas como nano reforços dentro da matriz de resina.

Uma folha de grafeno é uma rede de átomos de carbono de um átomo de espessura arranjada em anéis hexagonais (Figura 2.4).

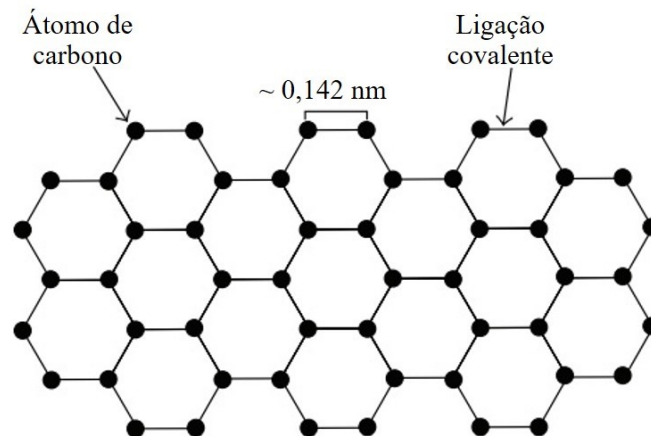


Figura 2.4 – Estrutura do grafeno (adaptada de Roberts *et al.*, 2010)

As nanoplaquetas de grafeno (GNPs) apresentam propriedades físicas notáveis. Este nanomaterial é normalmente obtido após o procedimento de esfoliação em fase líquida do grafite sem etapas adicionais de centrifugação. As GNPs são compostas de grafeno de uma e poucas camadas misturado com grafite (Figura 2.5); portanto, estruturalmente, as GNPs estão entre grafeno e grafite (CATALDI *et al.*, 2018).

As GNPs apresentam propriedades excepcionais, como peso leve, resistência mecânica, baixo custo e estrutura plana. Como tal, eles são opções atraentes para substituir diferentes fillers (materiais finos para preenchimento) nanoestruturados na ciência dos materiais, como nanotubos de carbono, nanopartículas metálicas, e argila. Eles são atraentes para nanocompósitos, pois podem ser facilmente e com sucesso incluídos em matrizes poliméricas por solvente ou composto fundido. As GNPs são mais baratas que as nanofibras e nanotubos de carbono, e são comparáveis a tais nanomateriais na modificação das propriedades mecânicas dos polímeros (CATALDI *et al.*, 2018).

Considerando isto, as GNPs já são empregadas em vários campos tecnológicos, incluindo retardadores de chama devido à resistência as altas temperaturas (DITTRICH *et al.*, 2013; INUWA *et al.*, 2014).



Figura 2.5 – Esquema da fabricação de GNPs a partir de grafite natural (adaptada de Cataldi *et al.*, 2018)

Conforme Young *et al.* (2018), a presença das nanoplaquetas de grafeno, com módulo de elasticidade alto - da ordem de 1 TPa - em matrizes poliméricas de baixo módulo tende a aumentar o desempenho do compósito pela fração de volume e geometria do enchimento e pela resistência da interface enchimento-matriz, sendo que interfaces mais reforçadas irão produzir um compósito mais resistente. O módulo do compósito será independente do módulo do grafeno, devendo fazer a suposição de que a tensão no interior da nanoplaqueta é igual a da matriz. Ou seja, a relação das nanoplaquetas na matriz polimérica é mais importante do que seu módulo de elasticidade. Young *et al.* (2018) ainda mencionam que a melhora na propriedade do módulo do compósito polimérico ocorre para incorporação no volume de até 10% de grafeno.

A eficiência da incorporação do grafeno em materiais compósitos poliméricos irá depender do

seu nível de dispersão na resina (ZOTTI *et al.*, 2022). De acordo com Netkueakul *et al.* (2020) e Araby *et al.* (2021), a sua incorporação em resinas termorrígidas também pode ajudar na retardação da degradação frente a exposição térmica.

2.1.1.2.2 Matriz termoplástica

As matrizes termoplásticas normalmente têm como base o polietileno e o polipropileno e necessitam de uma fonte de calor para serem processadas (ASIM *et al.*, 2017; ROSATO e ROSATO, 2005). Estes polímeros são compostos por uma estrutura molecular linear, mantida por ligações secundárias fracas, que podem ser destruídas por calor ou pressão. Após o resfriamento, essas matrizes ganham uma forma sólida (ISIS Manual N° 03, 2007). Dentre suas propriedades, destacam-se a elevada resistência a fratura (ARMENTIA *et al.*, 2019), alta viscosidade e possibilidade de reprocessamento, uma vez que podem ser remodeladas por aquecimento quantas vezes forem necessárias (FIB Bulletin 40, 2007). A característica de alta viscosidade, assim como a necessidade de elevadas temperaturas para o manuseio, são os principais fatores que dificultam a utilização das matrizes termoplásticas na fabricação de compósitos de FRPs.

2.1.2 Fabricação das armaduras de FRP

Na maior parte dos casos, a fabricação das armaduras de FRP é através do processo de pultrusão, no qual é feita a imersão das fibras em uma banheira com resina termorrígida (matriz). As proporções das fibras e matriz são variáveis dependendo do fabricante, sendo utilizado, em média, um teor de fibras entre 40 a 70%, em volume. A imersão das fibras na matriz proporciona ao material desempenho mecânico superior, com elevada resistência a ataques químicos. Ainda, podem ser adicionados aditivos para facilitar a cura ou por outros motivos, como agentes de ligação entre as fibras e a matriz, desmoldantes, endurecedores, agentes de proteção ultra violeta, retardantes de fogo, pigmentos, entre outros (ISIS Manual N° 03, 2007).

Posteriormente, é feito o aquecimento da matriz e moldagem da peça, seguido do processo de cura. Antes da cura da matriz, pode-se aplicar um tratamento superficial na armadura, na forma de moldagem de nervuras, invólucro de filamentos de fibras em forma de hélice, invólucro de filme texturizado e impregnação de areia ao longo do comprimento da armadura (BAKIS *et al.*, 2002). Durante a cura a peça passa pelo puxador, e então é feito o seu corte final, como mostrado na representação da Figura 2.6. Em geral, os materiais que são produzidos por este processo possuem comprimento contínuo e seção transversal constante, com possibilidade de moldar diversas geometrias. Como é um processo automatizado, uma alta demanda na fabricação resulta em um menor custo de produção (CALLISTER e RETHWISCH, 2019).

Como o processo de fabricação pode ter variações significativas em termos de seleção de matéria-prima, parâmetros ao longo do processo de fabricação e controle de qualidade, o desempenho

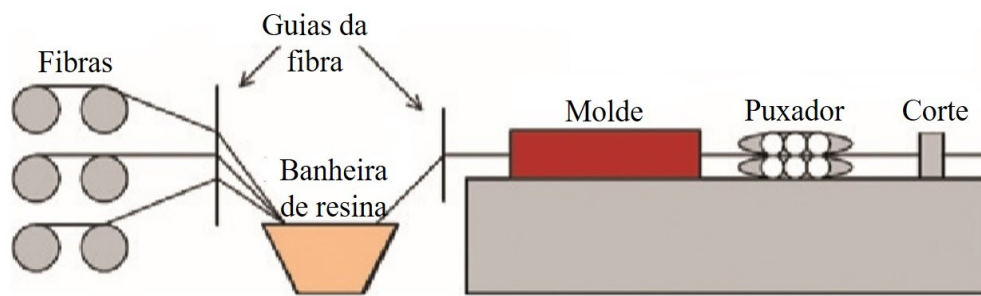


Figura 2.6 – Processo de pultrusão (BARAN *et al.*, 2016)

das armaduras de FRP irá variar em função destes fatores (BORGES, 2016).

Devido à ausência de uma padronização para produção das barras de FRP, a compreensão mais aprofundada sobre o material se torna mais difícil. Tal constatação sugere que haja um aperfeiçoamento dos métodos de fabricação e recomendações para se alcançar um nível de desempenho mínimo aceitável das armaduras de FRP em termos de resistência e durabilidade.

As principais empresas fabricantes de vergalhões de FRP disponíveis no mercado utilizam as fibras de vidro devido a boa relação custo-desempenho e elevada resistência à tração. Buscando trazer ainda mais inovação para o mercado e promover a durabilidade de estruturas armadas com materiais não convencionais, uma empresa deste segmento inserida no mercado nacional, iniciou em meados de 2021 a fabricação do primeiro vergalhão em fibra de vidro com aditivo de grafeno na resina polimérica.

2.1.3 Propriedades das armaduras de FRP

O comportamento mecânico das armaduras de FRP é diferente das armaduras metálicas. Os materiais poliméricos reforçados com fibra apresentam propriedades anisotrópicas e são caracterizados pela alta resistência à tração apenas na direção das fibras, o que pode resultar em diferentes mecanismos de transferência de forças entre a armadura e o concreto. As barras poliméricas possuem um comportamento elástico linear e frágil até o limite de sua capacidade resistente, conforme pode ser observado na Figura 2.7. O módulo de elasticidade permanece quase constante até o instante da ruptura da barra, que ocorre sem escoamento, e é menor em comparação ao aço (exceto fibras de carbono). Além disso, em função do menor módulo de elasticidade, as deformações previstas em estruturas de concreto armado com barras de FRP são maiores do que em estruturas de concreto armado com aço (ACI 440.1R, 2015; YAN *et al.*, 2016). É possível observar na Tabela 2.3 as propriedades em tração das barras de FRP e aço.

À medida que o diâmetro da barra de FRP aumenta, a sua resistência a tração diminui, o que é atribuído ao efeito *Shear Lag*, isto é, as forças de uma barra submetida a tração serão transferidas da superfície para o seu núcleo. Nesse caso, as tensões normais não são distribuídas

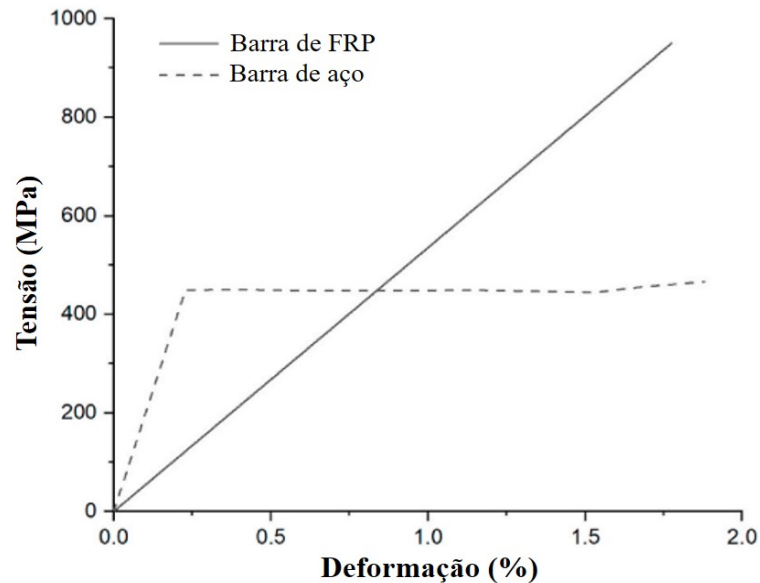


Figura 2.7 – Relação tensão-deformação típica de barras de FRP e aço (adaptada de Meng *et al.*, 2020)

Tabela 2.3 – Propriedades de tração de barras de FRP e aço

Propriedade	Armadura				
	AÇO	AFRP	BFRP	CFRP	GFRP
Resistência à tração (MPa)	483 - 1600	1720 - 2540	1123 - 1746	600 - 3690	483 - 690
Módulo de elasticidade longitudinal (GPa)	200	41 - 125	46,7 - 67,7	120 - 580	35-51
Alongamento máximo (%)	6 - 12	1,9 - 4,4	2,5	0,5 - 1,7	1,2 - 3,1

(fonte: ACI 440.1R-15; Hassan *et al.*, 2016; Liu *et al.*, 2017,2020 e Wei *et al.*, 2020)

uniformemente (Figura 2.8), pois as fibras externas têm tensões maiores do que as fibras internas, levando a uma fratura inicial da fibra externa e, em seguida, ao desenvolvimento progressivo da fratura nas fibras internas. As barras com um diâmetro maior tem um efeito de cisalhamento mais significativo. Como consequência, as barras de FRP de maiores diâmetros irão apresentar menor resistência à tração (ACHILIDES; PILAKOUTAS, 2004).

As diferentes propriedades nas direções longitudinal (paralela as fibras) e transversal (perpendicular as fibras), indicam que o FRP trata-se de um material ortotrópico (ZOGHI, 2013). Uma representação com as direções longitudinal e transversal é mostrada na Figura 2.9. Devido à natureza anisotrópica das armaduras de FRPs, o entendimento do comportamento aderente com o concreto é mais complexo em comparação com o comportamento aço-concreto (YAN e LIN, 2016). Nesse sentido, propriedades mecânicas da armadura polimérica dependem da qualidade, orientação, forma e teor das fibras, da adesão das fibras à matriz e do processo de fabricação (ISIS Manual N° 03, 2007).

As barras de FRP geralmente apresentam baixa resistência ao cisalhamento, sendo esta propriedade associada as características da matriz polimérica e interface fibra/matriz, influenciando

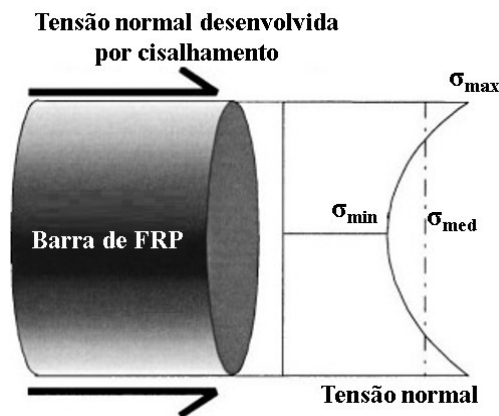


Figura 2.8 – Representação de tensões normais em uma seção transversal de barra de FRP sujeita a carga axial (adaptada de Achilides e Pilakoutas, 2004)

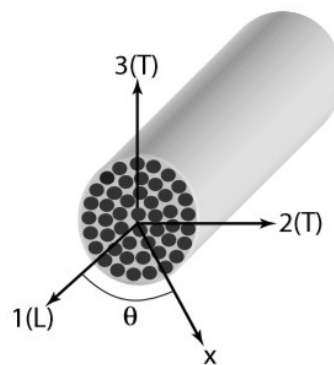


Figura 2.9 – Direções de uma armadura de FRP (FIB Bulletin 40, 2007)

diretamente no comportamento aderente da barra com o concreto (BANK *et al.*, 1998). Em contrapartida, resistência a fadiga das barras de FRP é boa, geralmente suportando mais de dois milhões de ciclos de carga antes da ruptura (ACI 440.1R-15; SHEN *et al.*, 2020).

Conforme reportado no ACI 440.1R-15, a resistência à compressão das barras de FRP é menor do que a resistência a tração. Também se observa que, em geral, quanto maior a resistência a tração das barras de FRP, maior será a resistência a compressão, exceto para as barras com fibras de aramida, pois as fibras apresentam não linearidade no comportamento sob pequenos níveis de tensão. Estima-se que a resistência à compressão seja de aproximadamente 55, 78 e 20% da resistência à tração para as barras de GFRP, CFRP e AFRP, respectivamente. A investigação de Thiyagarajan *et al.* (2018) analisou o comportamento compressivo de barras de BFRP sob cargas estáticas de diâmetros de 8, 10 e 12 mm. Os resultados experimentais mostraram que as barras de BFRP atingiram uma resistência à compressão de quase 50% da resistência à tração. Com o estudo, também foi constatado que a resistência à compressão das barras varia ligeiramente com o aumento de seus diâmetros.

O módulo de elasticidade na compressão das barras de reforço de FRP demonstra ser menor do

que seu módulo de elasticidade de tração. O ACI 440.1R-15 relata que o módulo de elasticidade compressivo é de aproximadamente 80%, 85% e 100% do módulo de elasticidade de tração para GFRP, CFRP e AFRP, respectivamente. Já as barras de BFRP apresentam um módulo de elasticidade compressivo de cerca de 80% do módulo de elasticidade em tração (SUN *et al.*, 2017).

Conforme Abed *et al.* (2020), essa grande variação pode ser atribuída a diferentes fatores, incluindo o tipo e volume de fibras, preparações dos corpos de prova e configurações de ensaio, indicando que uma investigação mais aprofundada é necessária para caracterizar as propriedades compressivas das barras de FRP. O ACI 440.1R-15 ainda menciona que não há um método normatizado para caracterizar o comportamento compressivo das armaduras de FRP e, assim, sugere-se que o fabricante da barra faça esta caracterização e forneça aos interessados um relatório com o procedimento de ensaio e apresentação dos resultados com as propriedades do material.

No que concerne as propriedades físicas, as barras de FRP possuem diferenças, que provém das características e teor das fibras utilizadas, tipo de resina polimérica, diâmetro, conformação superficial e processo de fabricação. Desta forma, não há uma generalização quanto as propriedades físicas, uma vez que cada material compósito de FRP possui propriedades intrínsecas.

A densidade das barras de FRP varia de 1,25 a 2,1 g/cm³, o que é cerca de quatro vezes menor que a densidade do aço (7,9 g/cm³), como pode ser observado na Tabela 2.4. A menor densidade do FRP reflete em algumas vantagens como menor custo de transporte e facilidade de manuseio na colocação das barras na obra.

Tabela 2.4 – Massa específica (g/cm³) de armaduras de FRP e aço

Propriedade	Tipo de armadura				
	AÇO	AFRP	BFRP	CFRP	GFRP
Massa específica (g/cm ³)	7,90	1,25 a 1,40	1,94 a 2,09	1,50 a 1,60	1,25 a 2,10

(fonte: ACI 440.1R, 2015; HASSAN *et al.*, 2016; LIU *et al.*, 2017)

Para as estruturas de concreto armado, é importante que o concreto e a armadura tenham coeficientes de dilatação térmica próximos, a fim de evitar o surgimento de tensões que excedam a resistência à tração do concreto durante as cargas térmicas. Em relação a este aspecto, o aço parece mais adequado do que as barras de FRP, uma vez que, conforme o FIB *Model Code* (2010), possui um coeficiente de expansão térmica bem próximo ao do concreto. Devido à natureza anisotrópica das barras de FRP, haverá uma variação do coeficiente de expansão térmica em relação a direção considerada e volume de fibra do material, sendo que as fibras exercem uma maior influência no coeficiente longitudinal, enquanto a resina é o fator controlador do coeficiente transversal.

Em consequência da diferença entre os coeficientes transversais de expansão térmica das barras de FRP e do concreto, a pressão radial gerada na interface barra de FRP-concreto induz tensões de tração dentro do concreto com o aumento da temperatura. Essas tensões de tração podem causar fendilhamento no concreto e, eventualmente, degradação da rigidez da barra. Como consequência, importantes deformações térmicas ocorrem logo após o aparecimento da primeira fissura do concreto, que ocorre quando a tensão térmica no concreto ao redor das barras de FRP, em diferentes locais, atinge sua resistência à tração (f_{ct}). Essas fissuras térmicas podem causar a degradação da aderência entre as barras de FRP e o concreto circundante e, eventualmente, a ruptura do cobrimento de concreto se a ação confinante do concreto não for suficiente (MASMOUDI *et al.*, 2005; BELLAKEHAL *et al.*, 2014). A Tabela 2.5 apresenta os coeficientes de expansão térmica das barras de FRP e do aço.

Tabela 2.5 – Coeficiente de expansão térmica em $10^{-6}/^{\circ}\text{C}$ de armaduras de FRP e aço

Propriedade	Tipo de armadura				
	AÇO	AFRP	BFRP	CFRP	GFRP
Longitudinal (α_L)	11,7	-6 a -2	1,92 a 4	-9 a 0	6 a 10
Transversal (α_T)	11,7	60 a 80	17,1 a 26	74 a 104	21 a 23

(fonte: ACI 440.1R, 2015; AYDIN, 2018)

2.1.4 Principais vantagens e desvantagens das armaduras de FRP

As armaduras de FRP têm como principal vantagem a natureza não corrosiva e são muito duráveis, o que pode prolongar a vida útil das estruturas e reduzir os custos de manutenção e reparo (BAENA *et al.*, 2009; IMJAI *et al.*, 2020), assim como também são muito mais leves que a armadura metálica, com cerca de um sexto a um quarto do peso do aço, resultando em menores custos de transporte e maior facilidade no manuseio das barras nos locais do projeto (SURAHYO, 2019).

As barras de FRP têm uma maior resistência à tração (450-3500 MPa) em comparação com as barras de aço (450-700 MPa) (FIB Bulletin 40, 2007). O uso da armadura polimérica também é vantajoso no dimensionamento de clínicas ou hospitais que contenham equipamentos para diagnóstico por imagem e/ou ressonância magnética, devido a não condutibilidade magnética do FRP, enquanto as barras de aço podem interferir no campo eletromagnético criado por esses dispositivos e levar a uma má interpretação de resultados de exames clínicos (DOMENICO; PISANO; FUSCHI, 2014).

Cabe salientar que as armaduras de FRP contribuem para o desenvolvimento sustentável pois geram menos resíduos durante a fabricação em comparação ao aço (BRIK, 2003). Além da fabricação, o dimensionamento também se mostrou promissor no sentido de gerar um menor impacto negativo ao meio ambiente, isto é, investigações demonstraram que estruturas construídas

com barras de FRP emitem cerca da metade da quantidade de dióxido de carbono (CO₂) em comparação as estruturas construídas com o reforço tradicional de aço ao longo da sua vida útil (IŞILDAR *et al.*, 2020; OZCOBAN, 2017).

De outro lado, as principais desvantagens do FRP incluem a falta de ductilidade e menor módulo de elasticidade em comparação ao aço. As armaduras poliméricas de FRP tem uma relação tensão-deformação linear elástica até a falha, sem nenhum comportamento plástico. A ductilidade é um requisito importante para armaduras utilizadas em aplicações de concreto armado, como forma de evitar falhas estruturais bruscas, ou seja, sem aviso prévio (ACI 440.1R, 2015; ISIS Manual 3, 2007). Conforme relatado por Razaqpur *et al.* (2004), nas estruturas de concreto armadas com FRP, devido ao menor módulo de elasticidade da armadura dimensionada para resistir os esforços de flexão, sua rigidez axial (relação entre a carga e a deformação) é menor comparada a armadura de aço. Portanto, a zona de compressão não fissurada é menor, enquanto as larguras das fissuras são maiores em comparação aos elementos reforçados com aço (EL-NEMR *et al.*, 2018).

Pesquisadores como Mirmiran e Philip (2000) e Bischoff (2007) também mencionam que como as armaduras poliméricas apresentam menor rigidez em comparação as armaduras metálicas, pode ocorrer grandes deflexões em vigas de concreto armadas com FRP, tornando o estado limite de serviço mais crítico do que o estado limite último. Além disso, ao contrário da barra de aço, a armadura de FRP não apresenta escoamento antes da ruptura, fazendo com que a falha dos membros estruturais seja frágil, sem aviso prévio e extremamente perigosa, enquanto os membros reforçados com aço experimentam uma ruptura dúctil. Assim, diferente das estruturas dimensionadas com aço, em que se recomenda que membros tenham seções sub-armadas, é recomendado que as estruturas armadas com FRP sejam dimensionadas com uma seção de armadura excessiva.

As armaduras de FRP não devem ser armazenadas diretamente sobre o solo, assim como deve-se evitar a exposição a altas temperaturas, substâncias químicas e raios ultravioleta (ZOGHI, 2013). Além disso, não é possível fazer a dobra das armaduras de FRP no canteiro de obras, pois o aquecimento da armadura polimérica levaria à decomposição da resina, desta forma, as dobras devem ser realizadas durante o processo de fabricação enquanto a resina termorrígida não está curada (ACI 440.1R, 2015; SURAHYO, 2019). Para a armadura transversal ou estribos, as dobras são efetuadas, normalmente a 90°, contudo, Bank (2006) menciona que, para outras finalidades em que as dobras das armaduras de FRP possuem ângulos diferentes de 90° é necessário consultar o fabricante para verificar a possibilidade do dobramento que irá depender do equipamento utilizado. Ângulos agudos, cuja medida é menor que 90°, devem ser evitados pois danificam as fibras.

A exposição a temperaturas elevadas também consiste em uma grande desvantagem das armadu-

ras de FRP, pois causa a perda rápida e severa de aderência, resistência e rigidez (ASHRAFI *et al.*, 2017; HAMAD *et al.* 2017). O alto custo inicial pode ser considerado uma desvantagem, no entanto, ao examinar a vida útil e a durabilidade dos elementos de concreto armados com este material inovador, a armadura de FRP se torna mais econômica que a metálica.

2.1.5 Comportamento em altas temperaturas dos FRPs

Existe uma grande necessidade de estudos para investigar o comportamento mecânico das armaduras de FRP quando expostas à altas temperaturas. Devido à falta de dados sobre as propriedades termomecânicas da ampla variedade de produtos de FRP disponíveis no mercado, a temperatura crítica (T_c) de materiais compósitos de FRP, isto é, a temperatura na qual o compósito FRP, independente do tipo e configuração, perde 50% de sua resistência mecânica e não consegue mais suportar a carga aplicada (WANG; KODUR, 2005; BAZLI; ABOLFAZLI, 2020), além de ocorrer uma redução na tensão de aderência com o concreto, ainda não foi definida com precisão (BISBY *et al.*, 2005a; NIGRO *et al.*, 2011).

A Figura 2.10 mostra um esquema referente ao processo de decomposição de um material compósito de FRP exposto a altas temperaturas (MOURITZ; GIBSON, 2006). O processo começa com a radiação e fluxo de calor ocasionado pelo fogo incidindo sobre o material compósito. Quando o material atinge uma determinada temperatura, inicia-se a degradação da matriz e fibras, ocorrendo a produção de gases voláteis, materiais carbonizados e fumaça. Os voláteis representam uma diversidade de vapores e gases, tanto inflamáveis (monóxido de carbono e metano), como não inflamáveis (dióxido de carbono e água). O processo pode ser retroalimentado, desde que haja calor suficiente incidindo sobre o material compósito para que recomece a produção de gases decorrentes da decomposição.

Uma representação da relação entre as propriedades mecânicas de um compósito de FRP com o aumento da temperatura pode ser observada na Figura 2.11. Nota-se que entre a temperatura ambiente inicial e a temperatura de amolecimento (*softening temperature*, T_s ou T_g) não há variação significativa nas propriedades mecânicas. Em temperaturas maiores que a T_s , as propriedades mecânicas diminuem para um valor residual (P_{residual}) com o aumento da temperatura, ponto no qual o compósito atingiu a temperatura de fusão (*melting temperature*, T_m). Cabe mencionar que a região na qual as propriedades mecânicas diminuem além da temperatura de amolecimento (isto é, mudando o estado frágil da matriz para viscoso) é a faixa de transição vítrea da resina polimérica.

Em membros de concreto armado com aço, o cobrimento de concreto atua como uma camada de proteção química e física para as armaduras metálicas, além de proteger da exposição a altas temperaturas. Como o concreto possui uma baixa condutividade térmica, funciona como um isolante para o aço, preservando as temperaturas em uma faixa baixa e permitindo, assim,

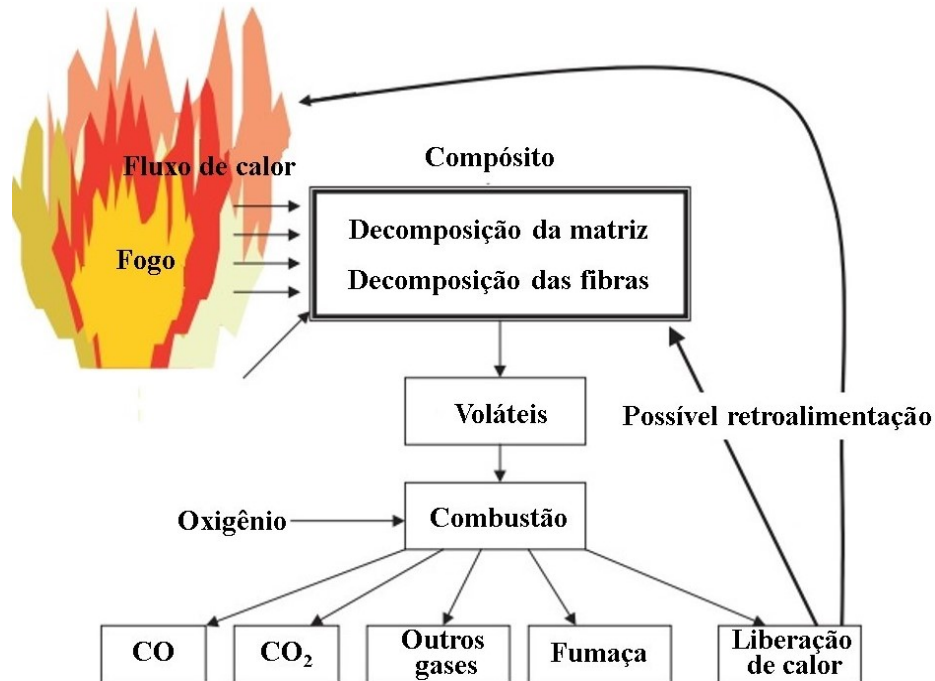


Figura 2.10 – Mecanismos que integram a decomposição térmica de compósitos poliméricos (MOURITZ; GIBSON, 2006)

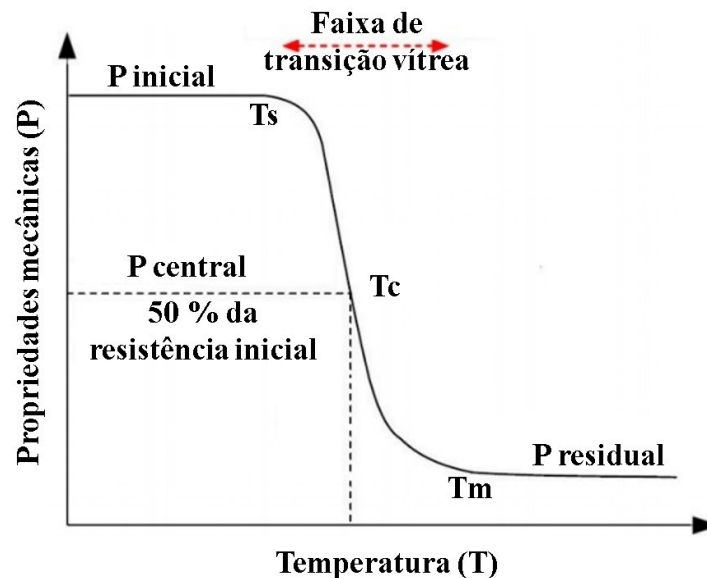


Figura 2.11 – Representação da relação entre as propriedades mecânicas de um compósito de FRP com o aumento da temperatura (BAZLI; ABOLFAZLI, 2020)

uma resistência adequada durante a exposição térmica. No entanto, as armaduras de FRP são suscetíveis à combustão, pois são constituídas de materiais combustíveis, e seu comportamento, mesmo como material de reforço interno no concreto armado em temperaturas elevadas, é limitado devido às suas baixas temperaturas críticas (100 - 350 °C) (BISBY; KODUR, 2007). Como forma de aumentar a resistência à ignição, propagação de chamas e geração de fumaça,

existem aditivos que podem ser adicionados ao polímero do compósito. Contudo, esses aditivos podem afetar as propriedades mecânicas dos FRPs, desencorajando seu uso em aplicações estruturais (GALATI *et al.*, 2004). Para fins de projeto, é recomendado que materiais compósitos de FRP tenham Tg pelo menos 30 °C acima da temperatura máxima esperada durante uma eventual exposição do sistema estrutural a altas temperaturas (KARBHARI *et al.*, 2003).

Nigro *et al.* (2012) salientam que, mesmo com uma boa ancoragem, suficiente para evitar a ruptura por arrancamento da armadura de FRP, diante da exposição à altas temperaturas, pode ocorrer a ruptura do membro estrutural devido a degradação do polímero pela ação de temperaturas maiores que a Tg. Evidentemente, a temperatura na armadura será influenciada pelo cobrimento de concreto, enquanto a resistência ao fogo depende da resistência das fibras a altas temperaturas e, portanto, pode depender do tipo de fibra.

Abbasi e Hogg (2006) investigaram a resistência ao fogo de vigas de concreto armado com barras de GFRP e cobrimento de concreto de 70 mm. As vigas mantiveram sua resistência ao fogo por mais de 90 minutos, portanto, estes pesquisadores recomendaram um cobrimento mínimo de concreto de 70 mm para o projeto de vigas de concreto armadas com FRP em situação de incêndio. Contudo, Nigro *et al.* (2011) mencionam que o valor sugerido para a espessura de cobrimento é fora do padrão e particularmente alto em comparação a espessura adotada para proteger da corrosão membros de concreto armados com aço e os cobrimentos adotados para membros de concreto armados com FRP em condições normais de temperatura. Tal sugestão não parece adequada do ponto de vista prático e econômico, ainda que resultados animadores pareçam depender do grande valor de cobrimento de concreto. Portanto, mais testes experimentais são necessários para melhorar o conhecimento da resposta estrutural de membros de concreto armado com FRP quando expostos a altas temperaturas.

Propriedades como resistência a tração, cisalhamento e flexão devem ser determinadas para analisar a estabilidade térmica das propriedades mecânicas das barras de FRP sujeitas a variações de temperatura. Além disso, medições físicas como análise termogravimétrica e análise termogravimétrica derivada (*Thermogravimetric Analysis – TGA e Derivative Thermogravimetry – DTG*) e calorimetria diferencial de varredura (*Differential Scanning Calorimetry – DSC*), assim como análises microestruturais utilizando microscopia eletrônica de varredura (*Scanning electron microscopy – SEM*) são técnicas utilizadas para investigar a deterioração da fibra, matriz e interface fibra-matriz devido a exposição à altas temperaturas. A Tg da matriz de resina geralmente é obtida usando a técnica DSC. Conforme diversos autores, incluindo Katz *et al.* (1999), Solyom *et al.* (2020) e Zhang *et al.* (2016), as propriedades mecânicas dos compósitos diminuem significativamente quando a matriz polimérica atinge a Tg. Devido a anisotropia de materiais de FRP unidirecionais, as propriedades transversais são mais afetadas por temperaturas elevadas do que as propriedades longitudinais e, assim, a resistência transversal e ao cisalhamento e a rigidez

diminuem rapidamente em temperaturas acima da Tg (BISBY *et al.*, 2005a).

A fim de alcançar uma aceitação e aplicação mais ampla de materiais de FRP na indústria da construção, a possibilidade de exposição ao fogo de estruturas de concreto armadas com tais materiais é uma questão que não deve ser negligenciada durante o projeto de uma estrutura.

2.1.5.1 Propriedades termomecânicas das fibras

Um estudo conduzido por Feih *et al.* (2009) elucidou que a resistência das fibras de vidro diminui rapidamente em temperaturas maiores que 200 °C. A investigação também constatou que a resistência é insignificante quando as fibras são expostas a temperaturas de 650 °C. Embora a resistência a tração foi inversamente afetada, o módulo de elasticidade não teve uma alteração significativa durante o tratamento térmico. Atribuiu-se que a causa da redução na resistência a tração da fibra de vidro é o crescimento de falhas superficiais pré-existentes ou à criação de novas falhas durante o processo de tratamento térmico, e refutou-se que ocorrem alterações na tenacidade à fratura devido a alterações físicas na estrutura da rede de vidro ou lixiviação de íons metálicos.

Uma investigação conduzida por Sabet *et al.* (2015) analisou a resistência à tração de fibras de basalto em temperatura ambiente e também expostas a 300, 350, 400, 450 e 500 °C por 5, 10, 15 e 20 minutos. Os resultados indicaram que a resistência residual das fibras de basalto diminuem rapidamente após 20 minutos de exposição a 300 e 400 °C e é apenas cerca de 57% e 35% daquela das fibras à temperatura ambiente, respectivamente. Já nas temperaturas de exposição mais altas abrangidas no estudo, 450 e 500 °C, esta diminuição significativa na resistência se deu após 5 minutos do início da exposição térmica.

Lu *et al.* (2016) estudaram o efeito das temperaturas na resistência à tração e módulo de elasticidade de fibras de basalto e fibras de vidro. Verificou-se que, a uma temperatura de até 80 °C a resistência à tração da fibra de basalto não é afetada e conforme a temperatura vai aumentando para 120 °C, 160 °C e 200 °C, ocorre um decréscimo de 2%, 5,6% e 8,3%, respectivamente, em comparação com a resistência em temperatura ambiente. Para a fibra de vidro, também foi observado que a degradação ocorre principalmente após os 80 °C e ao comparar a resistência nas temperaturas de 120 °C e 200 °C, a redução é de 4,5% e 14,5%, respectivamente (Figura 2.12a). Já o módulo de elasticidade, segundo os autores supracitados, não apresentou variação significativa para ambas as fibras em função da exposição térmica (Figura 2.12b).

Lu e Xian (2016) constataram que ao expor fibras de basalto a temperaturas de 135 °C e 300 °C, ocorre uma redução na resistência a tração de 2,5% e 32,8%, respectivamente. Kessler *et al.* (2016) avaliaram a resistência à tração e módulo de elasticidade de fibras de basalto, carbono e vidro expostas a altas temperaturas. As análises mostraram que a resistência a tração das fibras

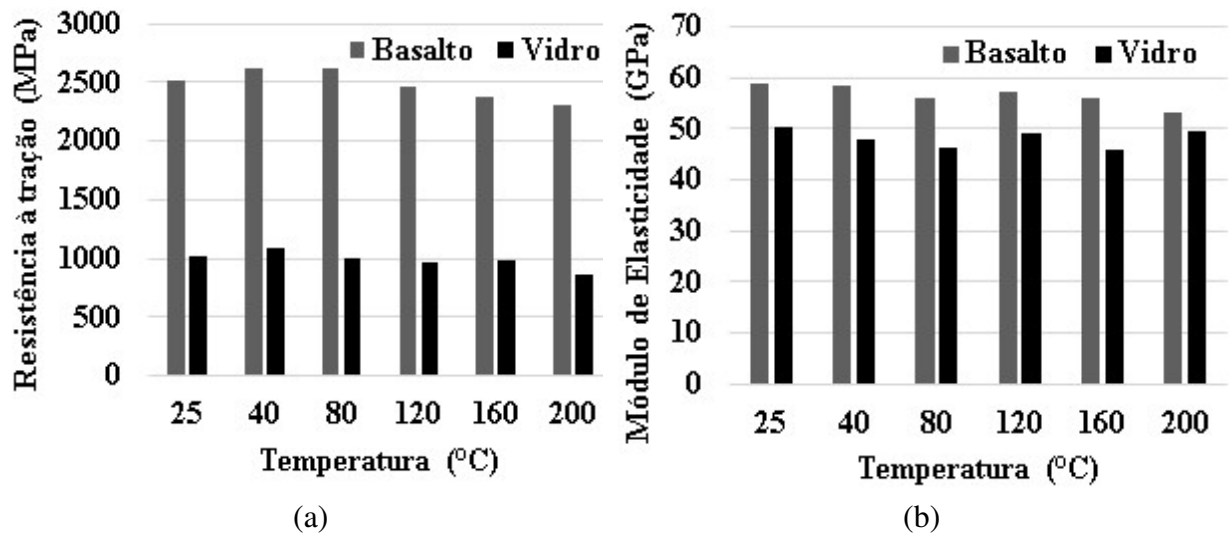


Figura 2.12 – Propriedades mecânicas de fibras de basalto e vidro em diferentes temperaturas: (a) resistência à tração e (b) módulo de elasticidade (LU *et al.*, 2016)

investigadas é praticamente constante até faixas de exposição de 300 °C. Entre 300 e 400 °C ocorre uma redução significativa na resistência para as fibras de basalto e vidro, sendo que na temperatura de 400 °C, a fibra de basalto ainda mantém 40% de sua resistência a temperatura ambiente, enquanto a fibra de vidro possui cerca de 60% de sua resistência (Figura 2.13a). Na temperatura de 400 °C, nota-se que as fibras de carbono passam a ter reduções significativas em sua resistência e, após a temperatura atingir 600 °C, as fibras de carbono se decompõem, devido à oxidação das fibras com o oxigênio do ar. Já o módulo de elasticidade permanece constante em todas as temperaturas. Nota-se que o módulo da fibra de basalto é similar a fibra de vidro (Figura 2.13b).

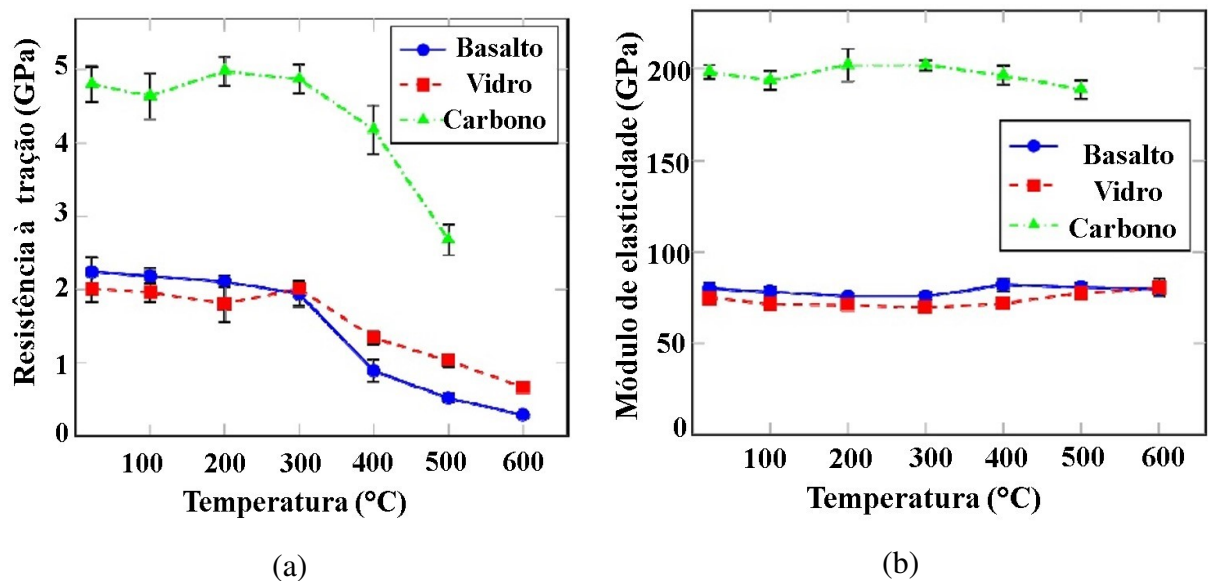


Figura 2.13 – Propriedades mecânicas de fibras expostas a altas temperaturas: (a) resistência à tração e (b) módulo de elasticidade (KESSLER *et al.*, 2016)

Mesmo que em temperaturas acima da T_g as fibras ainda resistam a esforços em sua direção

(longitudinal), as propriedades mecânicas dos FRPs diminuem, uma vez que ocorre a degradação da adesão entre a matriz e fibra (FIB Bulletin 40, 2007).

2.1.5.2 Propriedades termomecânicas da matriz

O comportamento termomecânico e a estabilidade térmica dos materiais compósitos com matriz termorrígida são adequados para serem utilizados em diversas aplicações, desde revestimentos, eletrônicos, embalagens, componentes estruturais nas indústrias aeronáutica e aeroespacial e armaduras de FRP (LI *et al.*, 2012). Essas propriedades dependem de vários fatores, incluindo a química do polímero, estruturas moleculares, grau de reticulação, processo de cura, estabilidade térmica e grau de polimerização (LI *et al.*, 2014).

A matriz é considerada o material mais combustível em compósitos de FRP do ponto de vista da resistência ao fogo. Portanto, o desenvolvimento das propriedades termomecânicas das barras de FRP está principalmente relacionado ao aprimoramento das propriedades da matriz. Neste sentido, cabe salientar que a T_g é uma importante propriedade física da matriz que indica uma mudança no comportamento mecânico ou o início de mudanças de fase. É geralmente definida como a região de temperatura onde o polímero apresenta alteração de um estado vítreo e duro para um material macio e flexível (GHOSH; DWIVEDI, 2020).

Em geral, as matrizes poliméricas são suscetíveis a altas temperaturas devido à natureza dos materiais orgânicos que fazem parte da sua composição. Quando o aumento da temperatura excede a T_g, que pode variar amplamente, dependendo em grande parte da composição e propriedades intrínsecas, a matriz perderá rapidamente resistência e rigidez.

As resinas termorrígidas, cuja T_g é de aproximadamente 100 ± 20 °C, são as matrizes mais utilizadas atualmente em compósitos FRP para uso em sistemas estruturais. Em condições de alta temperatura, as matrizes amolecem com facilidade, o que leva à degradação das propriedades mecânicas dos compósitos FRP e, portanto, torna seu uso na construção potencialmente inseguro e demonstra a importância de entender o comportamento deste material em altas temperaturas.

No sentido de compreender o que acontece com o módulo de elasticidade de resinas de poliéster e éster vinílico em função da temperatura, Mouritz e Gibson (2006) realizaram uma pesquisa. É possível observar na Figura 2.14 que o comportamento é bem parecido entre as resinas, sendo que o poliéster experimenta uma maior sensibilidade diante da exposição térmica, o que faz com que sua T_g (80 °C) seja inferior a T_g da resina éster vinílico (90 °C).

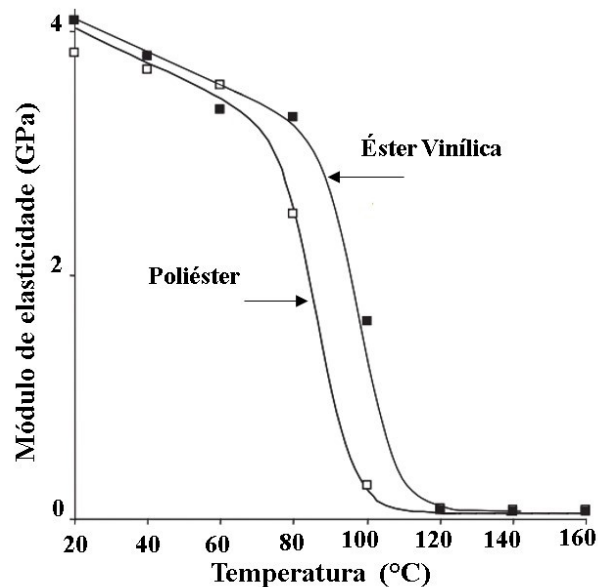


Figura 2.14 – Módulos de elasticidade de resinas de poliéster e éster vinílico em função da temperatura (MOURITZ; GIBSON, 2006)

2.1.5.3 Propriedades termomecânicas de barras de FRP

A revisão da literatura indica que a maior parte dos estudos têm se dedicado ao comportamento de barras de FRP expostas diretamente a altas temperaturas. Robert e Benmokrane (2010) constataram que a resistência à tração inicial das barras de GFRP foi reduzida em aproximadamente 40% a uma temperatura de 250 °C. Em outra investigação realizada por Wang e Zha (2011) com barras de GFRP expostas a temperaturas elevadas, foi observado que ocorre uma redução de 22% na resistência a tração a 120 °C e 67% a 500 °C. A pesquisa conduzida por Wu *et al.* (2010) com barras de BFRP detectou que o módulo de elasticidade na temperatura de 250 °C é cerca de 40% do módulo em temperatura ambiente. Já em relação a resistência a tração, elucidou-se que ocorre uma redução de mais de 70% quando o material é exposto a temperaturas maiores que 350 °C. No estudo de Correia *et al.* (2013) foi constatado que a resistência à tração de materiais compósitos de GFRP sofrem uma redução de 54% quando expostos a temperaturas de 220 °C. Kashwani e Al-Tamimi (2014) conduziram um experimento que investigou a variação da resistência mecânica em barras de GFRP expostas a altas temperaturas e concluíram que há uma redução de cerca de 32% na resistência à tração quando o compósito atinge uma temperatura de 350 °C. Yu e Kodur (2014) avaliaram os efeitos de altas temperaturas nas propriedades mecânicas de barras e laminados de CFRP. Na pesquisa, nenhuma perda significativa das propriedades mecânicas foi observada em temperaturas inferiores a 200 °C, uma vez que as propriedades da resina permaneceram intactas. No entanto, quando a temperatura excedeu 305 °C e 330 °C para laminados e barras, respectivamente, uma redução de cerca de 50% na resistência à tração final foi relatada. Ashrafi *et al.* (2018) realizaram um estudo sobre os efeitos da temperatura na resistência à tração e módulo de elasticidade de barras de FRP. Os resultados evidenciaram

que ocorre uma redução de 55% e 30% na resistência à tração e módulo de elasticidade, respectivamente quando expostas a 325 °C. Além disso, Ashrafi *et al.* (2017) notaram uma redução entre 50 a 70% em relação a resistência a tração inicial para barras de CFRP e GFRP expostas a uma temperatura de 450 °C. Hajiloo *et al.* (2018) constataram que ocorre uma diminuição na resistência à tração de aproximadamente 75% a uma temperatura de 400 °C.

2.2 CONSIDERAÇÕES DE PROJETO COM BARRAS DE FRP

As barras de FRP possuem um comportamento diferente das barras de aço. Tais considerações devem ser levadas em considerações durante o dimensionamento estrutural. O ACI 440.1R-15 recomenda desprezar a resistência à compressão de barras de FRP usadas com armadura longitudinal no dimensionamento de pilares, elementos sujeitos a esforços de compressão, ou como armadura de compressão em vigas. Alguns aspectos referentes ao dimensionamento quanto a flexão e cisalhamento são apresentados a seguir.

2.2.1 Flexão

As barras de FRP apresentam um módulo de elasticidade menor que as barras de aço, o que influencia na capacidade à flexão dos membros estruturais. Testes de resistência à flexão em vigas armadas com barras de FRP realizados por Tomlinson e Fam (2015), mostraram que a rigidez se mantém praticamente a mesma das armadas com aço antes da fissuração iniciar, independente da taxa de reforço e se tem ou não armadura transversal. Após o início da fissuração, a rigidez passa a diminuir, mas a relação carga-deflexão permanece linear até a falha.

Em geral, os membros sujeitos à flexão reforçados com barras de FRP apresentam fissuras significativas e grandes deflexões que se desenvolvem de forma rápida e sem patamar de escoamento. Porém, maiores aberturas de fissuras são admitidas em função da alta durabilidade das barras de FRP (ACI 440.1R-15).

Deve-se conhecer o momento de fissuração, denotado como (M_{cr}), que é definido como o momento que quando excedido causa a fissuração do concreto, ou seja, o início da ruptura por flexão. De acordo com o ACI 440.1R-15, utiliza-se a Equação (2.1) para sua determinação.

$$M_{cr} = \frac{0,62\lambda\sqrt{f'_c}I_g}{y_t} \quad (2.1)$$

Onde: λ corresponde a um fator de redução das propriedades mecânicas do concreto; f'_c é a resistência característica do concreto à compressão; I_g é o momento de inércia da seção bruta de

concreto; y_t é a distância da linha neutra da seção bruta à fibra mais tracionada.

Os elementos resistentes a flexão armados com barras de FRP experimentam um comportamento elástico linear até a ruptura, que ocorre bruscamente (ACI 440.1R-15) e, com ainda mais intensidade quando é considerada no dimensionamento a ruína governada pela ruptura da barra de FRP. Além disso, em função do pequeno módulo de elasticidade das barras, o elemento estrutural apresenta fissuras extensas e grande deflexão. A norma ACI 440.1R-15, destinada a elementos armados com barras de FRP, é baseada na norma ACI 318-19, voltada para elementos em concreto armado com barras de aço. No entanto, diferente do aço, as barras poliméricas não escoam antes da ruptura, o que deve ser levado em consideração no dimensionamento.

Neste sentido, para as estruturas de concreto reforçadas com aço, é recomendável fazer o dimensionamento considerando o escoamento da barra, garantindo a ductilidade e explorando a capacidade resistente máxima da armadura. Já no caso do dimensionamento com barras de FRP, devido ao seu comportamento frágil, o ACI 440.1R-15 recomenda considerar a ruína por esmagamento do concreto na fibra mais comprimida e não da barra de FRP, pois assim, ainda existe uma ductilidade referente ao comportamento plástico do concreto antes do colapso.

2.2.2 Cisalhamento

As barras de FRP são anisotrópicas, possuindo uma alta resistência mecânica na direção das fibras. Por outro lado, a resistência ao cisalhamento transversal é baixa e depende basicamente da matriz polimérica, impactando negativamente sua contribuição para a resistência ao cisalhamento quando utilizada no reforço de estruturas de concreto armado (ACI 440.1R-15).

O ACI440.1R15 recomenda considerar a contribuição da parcela do concreto na resistência ao cisalhamento dos membros estruturais por meio da Equação (2.2), que depende da profundidade da linha neutra (kd).

$$V_c = \frac{2}{5} \sqrt{f'_c} b_w (kd) \quad (2.2)$$

Onde: f'_c corresponde a resistência característica do concreto à compressão; b_w é a largura da seção transversal; kd é a posição da linha neutra.

Os estribos de FRP aumentam a resistência à ruptura por cisalhamento em vigas controladas pelo esmagamento do concreto, mas em menor proporção em comparação as vigas controladas pela ruptura do FRP. Como a ruptura por cisalhamento dos estribos é comum quando as vigas são reforçadas com estribos de FRP, o ACI440.1R-15 estabelece um limite para a tensão nos estribos (f_{fv}) expresso na Equação (2.3). O limite também controla a largura de fissuras, que são mais

largas em vigas reforçadas com FRP, e garante a integridade estrutural do membro, evitando falhas na porção dobrada dos estribos de FRP.

$$f_{fv} = 0,004E_f \leq f_{fb} \quad (2.3)$$

Onde: E_f é o módulo de elasticidade da barra de FRP; f_{fb} corresponde a resistência da parte dobrada da barra de FRP.

Para determinar a contribuição dos estribos de FRP na resistência ao cisalhamento de membros estruturais utiliza-se a Equação (2.4), levando em consideração a quantidade, tensão limite e espaçamento entre os estribos, assim como a altura útil da seção transversal.

$$V_f = \frac{A_{fv}f_{fv}d}{s} \quad (2.4)$$

Onde: A_{fv} é a área de armadura de cisalhamento de FRP dentro do espaçamento s ; f_{fv} corresponde tensão limite nos estribos; d é a altura útil da viga.

2.3 ADERÊNCIA ENTRE A BARRA E O CONCRETO

A determinação da aderência entre as armaduras e o concreto é necessária para avaliar a capacidade de carga de sistemas estruturais de concreto armado, assim como para entender o desempenho estrutural diante de fissuras, deflexões e excitações sísmicas (LIN *et al.*, 2019). Desta forma, pode-se dizer que a eficiência da resistência de aderência entre a armadura de reforço e o concreto é o requisito mais importante em elementos de concreto armado. Algumas normas, como a russa GOST 31938-2012 e a canadense CAN/CSA S807-19 estabelecem valores mínimos para resistência de aderência das barras de FRP com o concreto, sendo 8 MPa e 12 MPa, respectivamente. Investigações experimentais e numéricas sobre o fenômeno de aderência entre a armadura e o concreto vêm sendo realizadas no meio científico e sugerem que vários parâmetros podem influenciar no comportamento aderente, tornando complexa a modelagem deste fenômeno.

O comportamento aderente entre barras de FRP e o concreto não é o mesmo das barras de aço devido às diferenças na transferência de esforços e na forma de ruptura dos elementos. A diferença no comportamento está associada as variações nas propriedades dos materiais e nos mecanismos de aderência com o concreto (CHAALLAL; BENMOKRANE, 1993).

O aço é um material isotrópico, homogêneo e elasto-plástico (BRISOTTO, 2011), enquanto o FRP é um material anisotrópico, não homogêneo e elástico linear (FIB *Model Code*, 2010). A natureza anisotrópica da barra de FRP se deve ao fato de que suas propriedades transversais são influenciadas pelas resinas, enquanto as propriedades longitudinais são influenciadas pelas fibras (BAENA *et al.*, 2009; COSENZA *et al.*, 1997). A anisotropia de material leva a diferentes propriedades físicas e mecânicas nas direções longitudinal e transversal, portanto, é necessário que o comportamento anisotrópico das barras de FRP seja considerado no desenvolvimento de códigos de projeto e na compreensão da forma de ruptura (ACI 440.1R:2015).

Com o tempo, a aderência pode degradar-se devido à deterioração do reforço e/ou do concreto circundante. Quando fissuras se desenvolvem em regiões ao redor das barras de reforço, a transferência de esforços é afetada e isso pode levar a capacidades de ancoragem mais baixas ou a um comportamento aderente alterado (DESNERCK *et al.*, 2015).

Utiliza-se uma curva tensão de aderência versus escorregamento para quantificar a adesão entre o concreto e a armadura, que expressa a tensão tangencial que surge na interface entre o concreto e a armadura em função do deslocamento relativo entre os materiais. A relação entre a resistência de aderência e o escorregamento entre a barra de FRP e o concreto circundante é essencial para o dimensionamento à flexão de elementos de concreto armado. Como exemplo, pode ser observada a curva da Figura 2.15. Hamad *et al.* (2017) realizaram um estudo experimental para analisar o fenômeno da aderência entre barras de FRP-concreto e compararam com barras de aço. Os resultados mostraram que as barras de aço experimentam as maiores tensões de aderência com 11,3 MPa, seguida pelas barras de BFRP e GFRP, com 2,6 e 2,1 MPa, respectivamente, além disso, o escorregamento antes da ruptura da aderência foi menor para as barras metálicas em comparação com as poliméricas (Figura 2.15), o que tem relação com a superfície das armaduras, nervurada para as metálicas e entalhada para as de FRP, sendo estes alguns dos fatores de influência no fenômeno, descritos com maiores detalhes no decorrer desta subseção.

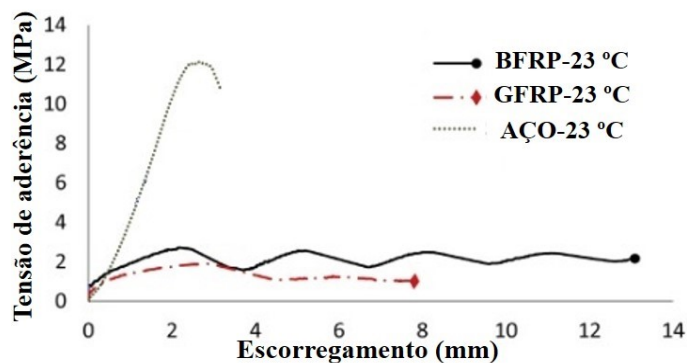


Figura 2.15 – Curvas tensão média de aderência versus escorregamento de ensaio de arrancamento com barras poliméricas e metálicas (adaptada de HAMAD *et al.*, 2017)

Dentre as barras de FRP disponíveis no mercado, as mais recentes são as com fibra de basalto,

que surgiram como uma alternativa promissora aos FRPs convencionais. Entretanto, por serem relativamente novas, existem poucos estudos sobre o comportamento na interface das barras de BFRP incorporadas ao concreto (GU *et al.*, 2012; HENIN *et al.*, 2019; LIU *et al.*, 2020; SHEN *et al.*, 2016).

2.3.1 Mecanismos de aderência

Para a análise e projeto de estruturas de concreto armado é fundamental compreender os mecanismos de aderência para avaliar de maneira mais realista a contribuição do elemento de reforço (armadura) e a tensão de aderência que a estrutura é capaz de suportar. A aderência pode ser dividida em 3 parcelas (Figura 2.16): aderência por adesão, aderência por atrito e aderência mecânica (ACI 408R-03:2012; COSENZA *et al.*, 1997; FUSCO, 2013; HUANG *et al.*, 2020; LUTZ e GERGELY, 1967). Ao aplicar uma força de tração em uma barra de reforço, surgem tensões de compressão e cisalhamento nas superfícies de contato com o concreto, que podem resultar em planos de fissuração perpendiculares à armadura (tensão de ruptura radial) e paralela à armadura (tensão de aderência efetiva).

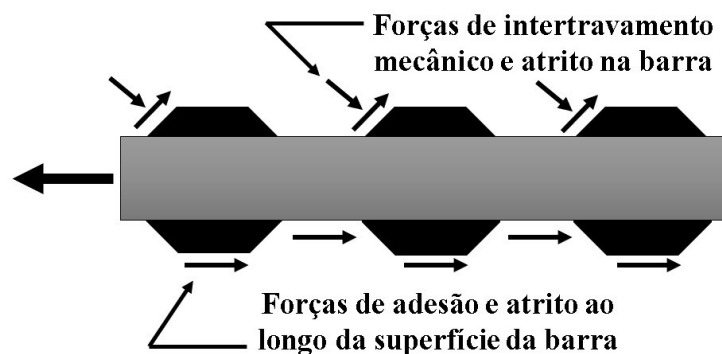


Figura 2.16 – Mecanismos de aderência (adaptada de ACI 408R-03:2012)

A parcela de adesão desenvolve-se na interface concreto-armadura entre a pasta de cimento e a armadura, consistindo na resistência à separação de materiais distintos. É atribuída às propriedades adesivas do gel de cimento produzido durante a pega, que causa reações físico-químicas na região da interface concreto-armadura, assim como também depende das condições de limpeza superficial das armaduras e rugosidade. Embora a adesão esteja presente quando a barra é carregada, esta parcela é perdida rapidamente à medida que a carga aumenta (FUSCO, 2013). Em relação as barras de aço, a parcela de contribuição da aderência por adesão é considerada na faixa de aproximadamente 0,5 a 1,5 MPa (CEB Bulletin 151, 1982). Achillides e Pilakoutas (2004) observaram que para barras de FRP a parcela de adesão depende principalmente do diâmetro da barra, sendo que quanto menor é o diâmetro, maior é a aderência na interface armadura-concreto. Os resultados experimentais indicaram que a parcela de adesão na tensão de aderência é cerca de 0,9 MPa e 0,55 MPa, para barras de FRP de diâmetro 8,5 mm e 13,5 mm respectivamente.

De acordo com Fusco (2013), a contribuição da parcela de aderência por atrito ocorre, quando a armadura tende a deslizar entre o concreto, após o rompimento da adesão. Esta parcela tem relação um coeficiente de atrito entre a armadura-concreto, gerado em função com a rugosidade superficial da armadura, assim como pela presença de forças compressivas atuando na direção transversal da armadura, provenientes de ações externas ou pela retração do concreto. Por outro lado, autores como Lutz e Gergely (1967) e Cairns *et al.* (2007) mencionam que a parcela de aderência por atrito só pode ser considerada em barras lisas, justificando que para barras nervuradas, logo que a adesão é perdida, as nervuras são solicitadas e a parcela de aderência mecânica passa a contribuir. Contudo, a maior parte dos autores indicam que, independente se a armadura for lisa ou nervurada, o mecanismo de aderência por atrito existe.

Conforme Fusco (2013), a conformação superficial das barras interfere na parcela de aderência mecânica. As nervuras presentes na armadura criam consoles no concreto, dando origem a forças de compressão na direção perpendicular à superfície das nervuras quando se aplicam forças de tração na armadura, que provocam a microfissuras e o esmagamento do concreto em frente as nervuras. Outros pesquisadores como Kankam (2004) e Li *et al.* (2018) mencionam que a forma, inclinação, altura e espaçamento entre as nervuras também influenciam no engrenamento mecânico, assim, para as armaduras lisas esta parcela se manifesta em menor proporção.

Os ensaios mecânicos determinam apenas valores médios globais de tensão de aderência, que para efeito de projeto são suficientes, já que a separação entre as parcelas é apenas teórica. Conforme mostrado na Figura 2.17, os três mecanismos podem estar relacionados às curvas de tensão versus escorregamento obtidas experimentalmente. A linha sólida representa a parcela de intertravamento mecânico.

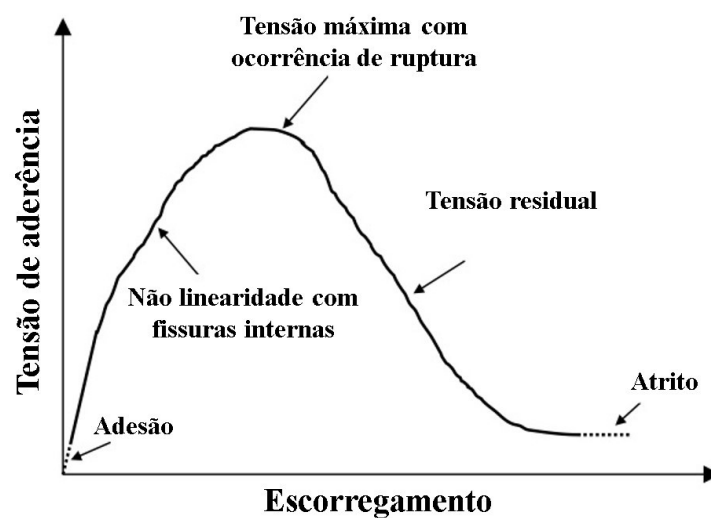


Figura 2.17 – Mecanismos de aderência na resposta de deslocamento de carga (adaptada de Li, 2010)

As armaduras de FRP, objeto de estudo nesta tese, apresentam comportamento aderente parecido

ao das barras lisas (FIB Bulletin 40, 2007). Como forma de aumentar a extensão de aderência, as armaduras de FRP devem revestidas com algum material que deforme a sua superfície e a torne rugosa, como a areia, ou através de um invólucro helicoidal de fibras, por exemplo. Além disso, a ancoragem deve ser feita com ganchos, dobras e armadura transversal.

Conforme Tighiouart *et al.* (1998), as tensões de aderência entre armaduras de aço-concreto são maiores em comparação com as armaduras de FRP-concreto devido as características superficiais da armadura. Em armaduras metálicas a parcela mecânica é a que mais exerce influência sobre a aderência, pelo fato das nervuras provocarem um maior engrenamento mecânico entre a armadura e o concreto. Já nas armaduras de FRP, onde as irregularidades da superfície são muito pequenas, os mecanismos de adesão e atrito são os principais responsáveis pela aderência.

Contudo, uma investigação experimental mais recente à de Tighiouart *et al.* (1998), sobre o comportamento de aderência entre o concreto e barras de FRP, realizada por Rolland *et al.* (2018), mostrou que, dependendo da conformação superficial da barra de FRP, como por exemplo quando se aplica partículas de areia ou quartzo no seu entorno (acabamento tipo *sand coated*) a tensão de aderência com o concreto pode ser maior em comparação com a armadura metálica.

De acordo com Elgabbas *et al.* (2016), a aderência por atrito é particularmente significativa quando as barras de FRP são revestidas com areia. Gu e Dong (2012) constataram que para cargas de até 20% da carga máxima, a aderência em barras com a conformação superficial *grooved*, se deve principalmente à adesão química, e há pouco movimento na extremidade carregada e nenhum deslocamento na extremidade livre, independentemente do espaçamento entre deformações superficiais ou da profundidade das deformações superficiais. O escorregamento na extremidade livre começa em cerca de 40% da carga máxima e a relação tensão-escorregamento torna-se não linear. Quando a carga máxima é atingida, a ruptura ocorre na interface entre a barra de FRP e o concreto circundante.

2.3.2 Ruptura da aderência

As principais formas de ruptura da aderência ocorrem devido ao arrancamento da armadura e fendilhamento do cobrimento de concreto (FIB Bulletin 10, 2000; YAN *et al.*, 2016). A falha por fendilhamento (*splitting*) acontece devido as reações que se desenvolvem, sobre o concreto circundante, pela ação de nervuras ou deformações quando a barra é solicitada por forças de tração. Caso o concreto circundante e/ou a armadura transversal não sejam capazes de resistir a essa pressão, surgem microfissuras na interface armadura-concreto, que vão se propagando em direção à superfície, ocasionado a ruptura da aderência pelo fendilhamento do cobrimento de concreto (VELJKOVIC *et al.*, 2020). Essas reações podem ser divididas em duas componentes (Figura 2.18), sendo uma componente de cisalhamento, paralelo ao eixo da armadura, onde há regiões de concreto triaxialmente comprimidos em cada nervura; e uma

componente radial, ortogonal ao componente de cisalhamento (GARCÍA-TAENGUA *et al.*, 2014). A ruptura por fendilhamento ocorre quando o concreto não está bem confinado. Existe a possibilidade das fissuras transversais que iniciam na interface armadura-concreto atingirem a superfície do concreto e, se não houver reforço transversal capaz de suportar as tensões de tração, a aderência será totalmente perdida, caracterizando-se por uma ruptura frágil e um deslizamento significativo.

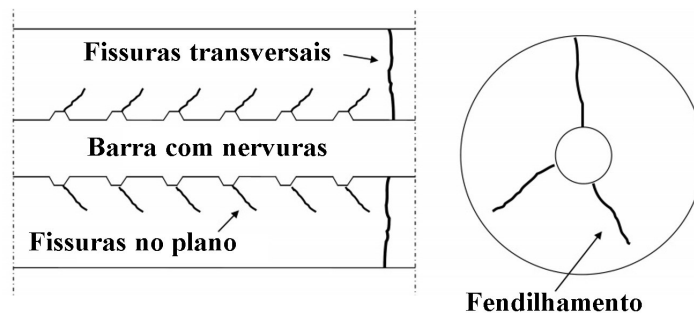


Figura 2.18 – Representação do modo de ruptura da aderência por fendilhamento (adaptada de Li, 2010)

Quando o nível de confinamento é alto, de forma que impede que as fissuras atinjam a superfície do concreto, ocorre o corte e esmagamento do concreto entre as nervuras ou deformações (Figura 2.19), definindo a ruptura por arrancamento no caso de barras de aço. No caso do FRP, a ruptura por arrancamento também pode ocorrer pela ruptura das fibras e/ou resina externa da barra. Após o trecho aderente da armadura com o concreto ter sido completamente rompido pelo esmagamento do concreto ou rompimento do FRP, o membro estrutural ainda resiste pela parcela de aderência por atrito (GARCÍA-TAENGUA *et al.*, 2014).

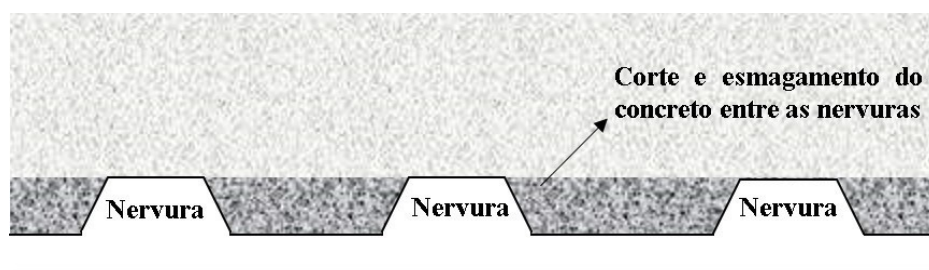


Figura 2.19 – Representação do modo de ruptura da aderência por arrancamento da barra (adaptada de ACI 408R-03:2012)

No caso de barras de aço, Brisotto (2011) também menciona que a ruptura pode ocorrer na própria armadura metálica, através do escoamento do aço, que se contrai por causa do efeito Poisson, causando a perda da tensão normal e levando a perda da capacidade de transferir as tensões. Gravina *et al.* (2020) também relatam que a falha pode ocorrer pela ruptura da armadura de FRP, sendo que em sua análise, com uma base de dados de 1244 testes de aderência realizados pela literatura científica entre armaduras de FRP-concreto, foi constatado que 72% das

amostras falharam por arrancamento direto da armadura, 9% pelo fendilhamento do cobrimento de concreto e 1% pela ruptura da armadura de FRP. Os 18% restantes dos testes não tiveram o modo de ruptura relatado. Uma representação com a ruptura da barra pode ser observada na Figura 2.20, enquanto as possíveis superfícies de ruptura são mostradas na Figura 2.21.

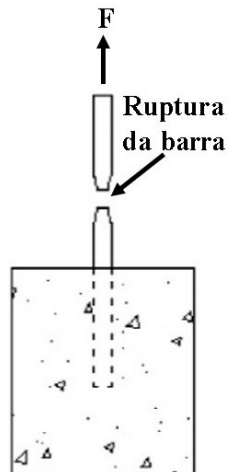


Figura 2.20 – Representação da falha pela ruptura da armadura (adaptada de Akbas *et al.*, 2016)

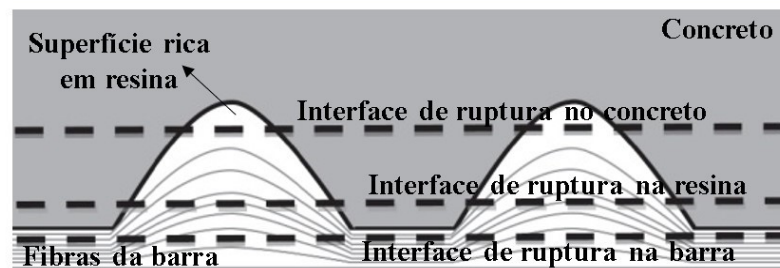


Figura 2.21 – Representação da interface FRP-concreto. Linhas tracejadas horizontais indicam possíveis superfícies de ruptura (adaptada de Achillides e Pilakoutas, 2004)

Basaran e Kalkan (2020a) relatam que durante a realização de ensaios experimentais para determinação da tensão de aderência, os resultados são mais representativos quando a ruptura ocorre pelo arrancamento da armadura. Por outro lado, quando a ruptura ocorre pelo fendilhamento, a tensão de aderência obtida é inferior ao valor máximo que o elemento seria capaz de suportar, em função das fissuras que surgem no cobrimento de concreto. Vint (2012) menciona que em estruturas reais, é raro que a ruptura ocorra através de arrancamento puro ou somente por fendilhamento, geralmente observa-se uma ruptura combinada.

De acordo com as recomendações do ACI 440.1R:2006, os requisitos para o projeto de estruturas de concreto armadas com FRP são análogos aos requisitos para estruturas armadas com aço. Além disso, é exposto que nos casos em que o cobrimento de concreto é maior que o diâmetro da barra, pode ocorrer uma falha por arrancamento, caso contrário, a falha por fendilhamento é mais susceptível a ocorrer.

2.3.3 Fatores que influenciam a aderência

As propriedades anisotrópicas das barras de FRP geram um comportamento diferente das barras metálicas quando inseridas em um elemento de concreto (FIB *Model Code*, 2010). A literatura dispõe de várias investigações com o objetivo de entender o comportamento aderente entre barras de FRP e o concreto, incluindo ensaios de viga e ensaios de arrancamento. Das pesquisas, elucidou-se que existem vários fatores que influenciam a aderência entre barras de FRP e o concreto. Os principais fatores discutidos nesta seção tem relação com as propriedades da barra, características do elemento estrutural e propriedades do concreto.

2.3.3.1 Resistência à compressão do concreto

Achillides e Pilakoutas (2004) concluíram que para concretos de baixa resistência, com cerca de 15 MPa, a ruptura de elementos com barras de FRP ocorre de forma similar aos elementos com barras metálicas, uma vez que o concreto é esmagado entre as nervuras e deformações das barras, indicando que a resistência de aderência é controlada principalmente pela resistência do concreto. Em concretos da ordem de 30 MPa ou superiores, a falha da aderência acontece na superfície da barra de FRP. Desta forma, Cosenza *et al.* (1997) mencionam que a aderência em barras de FRP não é governada pela resistência a compressão do concreto. Por outro lado, Shen *et al.* (2016) afirmam que as barras de FRP desenvolvem maior tensão de aderência à medida que a resistência à compressão do concreto aumenta.

El Refai *et al.* (2015) e Lee *et al.* (2017) presumem que à medida que a resistência à compressão do concreto aumenta, a interface interna (fibra-resina) da armadura de FRP é mais susceptível a romper, ou seja, o aumento da resistência do concreto não influencia na aderência das barras de FRP. Já para as barras de aço quanto maior for a classe de resistência à compressão do concreto, maior será a tensão de aderência máxima na interface, sendo um dos fatores que influenciam de forma mais significativa a aderência no caso de elementos armados com barras metálicas (LUNDGREN, 2005; QASIM; AHMED, 2018; SOROUSHIAN *et al.*, 1991).

2.3.3.2 Espessura do cobrimento de concreto

Segundo o FIB *Model Code* (2010), o cobrimento de concreto aumenta o nível de confinamento, o que resulta em um aumento na resistência de aderência e previne a falha por fendilhamento, tendo uma influência significativa no comportamento aderente entre a armadura-concreto.

O cobrimento de concreto exigido para barras metálicas é controlado pelo grau de agressividade ambiental, por outro lado ao utilizar as barras de FRP em membros estruturais, o cobrimento pode ter uma menor espessura (COUTO, 2007). Além disso, o cobrimento de concreto é um elemento importante de estruturas de concreto armado, especialmente em condições de incêndio,

fornecendo proteção à exposição ao fogo, promovendo o confinamento das barras para ancoragem e, conseqüentemente, aumentando a aderência com a armadura. Neste sentido, o cobrimento de concreto é importante para proteger e retardar a chegada das altas temperaturas nas armaduras de FRP (NIGRO *et al.*, 2012).

Uma investigação realizada por Khalaf e Huang (2018) para avaliar a aderência entre membros de concreto armados com aço expostos a altas temperaturas indicou que, o cobrimento de concreto exerce grande influência sobre a tensão de aderência. O estudo contemplou elementos com cobrimentos variando entre 10 e 30 mm. Foi aferido que conforme há uma diminuição no cobrimento do concreto, ocorre o aumento da temperatura da armadura durante a exposição às altas temperaturas, assim como a tensão de aderência também reduz o que se atribui ao menor confinamento do concreto. Portanto, deve-se utilizar um cobrimento de concreto suficiente que garanta a proteção ao fogo das barras de FRP.

A espessura do cobrimento de concreto altera o modo de ruptura da aderência. Segundo o ACI 440.1R:2015, ocorrerá ruptura por fendilhamento do membro estrutural se o mesmo não tiver cobertura de concreto suficiente. Por outro lado, se o elemento de concreto armado tiver um cobrimento de concreto adequado, a falha por arrancamento. Desta forma, pode-se dizer que o modo de ruptura da aderência depende principalmente do cobrimento de concreto e do nível de confinamento. De acordo com o FIB *Model Code* (2010), um cobrimento de quatro vezes o diâmetro da barra parece ser satisfatório para que ocorra a ruptura por arrancamento.

2.3.3.3 Comprimento aderente

Investigações experimentais demonstraram que ocorre um aumento na tensão de aderência com a redução do comprimento aderente (ACHILLIDES e PILAKOUTAS, 2004; EL REFAI *et al.*, 2015; SALEH *et al.*, 2019), o que é causado pela distribuição não linear da tensão de aderência ao longo do comprimento aderente, assim como pela diminuição do tamanho da seção transversal da barra devido ao efeito Poisson, levando a reduções nas parcelas de aderência por atrito e intertravamento mecânico ao longo do comprimento aderente. As normas que estabelecem as diretrizes para ensaios de arrancamento, como a ASTM D7913/D7913M-14:2020, definem que o comprimento aderente padrão, para fins de testes, é de cinco vezes o diâmetro da barra testada.

2.3.3.4 Taxa de armadura transversal

A armadura transversal tem uma influência significativa no comportamento aderente entre o concreto-armadura (LIN *et al.*, 2019). É função da armadura transversal aumentar o confinamento da estrutura, restringir a abertura de fissuras longitudinais e impedir a falha por fendilhamento do cobrimento de concreto. Conforme mencionado no FIB *Model Code* (2010), a presença de armadura transversal pode ocasionar um acréscimo na resistência ao fendilhamento do concreto

circundante às barras de FRP, mas somente em casos onde ele esteja sob tensões. Se o concreto não estiver tensionado não haverá influência da armadura transversal para o início das aberturas de fendilhamento. Entretanto, quando se iniciam as fissuras, a armadura transversal ajuda na resistência ao fendilhamento.

Na investigação de Basaran e Kalkan (2020b), foi concluído que ao comparar vigas reforçadas com aço, os valores de tensão de aderência entre barras de FRP-concreto permaneceram inalterados ou ligeiramente reduzidos pelo uso de armadura transversal na viga. Além disso, o dano na superfície da armadura de FRP, provocado pelo contato com a armadura transversal de aço, resultou em uma influência negativa da presença de estribos de aço na viga.

2.3.3.5 Diâmetro da armadura

Diferente das barras metálicas que possuem propriedades de material homogêneo e isotrópico, independentemente do diâmetro, as propriedades mecânicas das barras de FRP variam em função do diâmetro (WU *et al.*, 2015). Alguns pesquisadores, como Achillides e Pilakoutas (2004), Baena *et al.* (2009) e Saleh *et al.* (2019), mencionam que a aderência das armaduras de FRP com o concreto é inversamente proporcional ao seu diâmetro, ou seja, a tensão de aderência diminui à medida que o diâmetro da barra aumenta. No entanto, Gotad *et al.* (2012), Ametrano (2011), Solyom e Balázs (2020) e Rolland *et al.* (2018) concluíram o oposto, ou seja, a aderência aumenta na medida em que aumenta-se o diâmetro da barra de FRP.

Na literatura, algumas pesquisas como as de Tighiouart *et al.* (1998) e Baena *et al.* (2009) indicam que barras de GFRP e CFRP de menores diâmetros suportam maiores tensões na interface. Por outro lado, outros autores concluíram o oposto: Gotad *et al.* (2012) para barras de CFRP, Ametrano (2011) e Solyom e Balázs (2020) para barras de GFRP, Rolland *et al.* (2018) para barras de AFRP e GFRP.

No estudo de Ametrano (2011), com barras de GFRP de 15 e 19 mm de diâmetro e concreto de 70 MPa, foi constatado que o efeito do diâmetro da barra de FRP para os CPs de arrancamento continua a ser inconclusivo sobre a tensão de aderência. Embora vários pesquisadores no passado tenham relatado que há uma diminuição da aderência com o aumento do diâmetro da barra, sendo que esta tendência foi atribuída a água presente no concreto, que fica acumulada em maior quantidade sob barras de maior diâmetro produzindo vazios, que conseqüentemente reduzem a área de contato entre o concreto e a barra, diminuindo sua capacidade de aderência. Ametrano (2011) menciona que a mesma relação não pode ser tão prontamente aceita para barras de FRP (devido a anisotropia e diferenças na padronização) e concretos atuais.

Solyom e Balázs (2020) concluíram que existe uma interação entre o efeito da superfície da barra e o efeito do diâmetro da barra. A aderência das barras de 12 mm de diâmetro foi consistentemente

maior do que para as barras de 8 mm, em ambas as resistências de concreto avaliadas (C30 e C60), e justificaram que este resultado pode ser explicado pelas proporções geométricas maiores de barras de 12 mm.

Na investigação de Rolland *et al.* (2018), ao levar em consideração o efeito do diâmetro da barra na aderência, os resultados experimentais levaram a concluir que para amostras com barras de GFRP de três diâmetros diferentes (9,5; 12,7 e 15,9 mm) e para amostras com barras de AFRP de dois diâmetros diferentes (9 e 15 mm), a tensão de aderência aumenta com o aumento do diâmetro da barra. Cabe ressaltar que na pesquisa de Rolland *et al.* (2018), para os testes de arrancamento realizados, todas as barras de FRP foram aderidas em um comprimento correspondente a seis vezes seu diâmetro. Foi escolhida uma relação constante entre o comprimento aderente e o diâmetro (no caso, uma relação de seis) para todos os exemplares para facilitar a comparação das características da resistência na interface, pois também produz uma relação constante entre a tensão de tração aplicada na extremidade livre da barra σ_l (na ruptura da aderência) e a correspondente tensão de aderência máxima τ_l . Nestas condições, a relação σ_l/τ_l é independente do diâmetro da barra. Entretanto, como consequência direta, o comprimento aderente varia com o diâmetro da barra. Sob esta justificativa, Rolland *et al.* (2018) concluíram que os resultados do comportamento de interface é muito complexo, dependendo principalmente da natureza dos materiais constituintes e das características de superfície das barras de FRP.

Nas investigações de aderência mais antigas, seguindo as recomendações do RILEM-FIP-CEB (CEB, 1973), originalmente desenvolvida para casos com barras de aço, mas usada para barras de FRP, a largura e a altura do corpo de prova correspondiam a dez vezes o diâmetro da barra, sendo que o trecho aderente era metade da altura considerada, ou seja, haviam variações na geometria do elemento de concreto ao variar o diâmetro da barra. Na norma atualmente desenvolvida especialmente para testes de arrancamento com barras de FRP, a ASTM D7913/D7913M-14:2020 e seguida nos ensaios experimentais desta tese, o elemento de concreto possui largura e altura fixas de 200 mm, variando o comprimento aderente conforme o diâmetro da barra. Tal como em Rolland *et al.* (2018), foi escolhida uma relação constante (nesta tese de cinco vezes), entre o comprimento aderente e o diâmetro da barra. Tal condição, de acordo com Rolland *et al.* (2018), faz com que a relação σ_l/τ_l seja independente do diâmetro da barra.

Deve-se notar que a influência do diâmetro da barra no comportamento aderente, em geral, não está bem estabelecida, mesmo no caso das barras de aço, tradicionalmente utilizadas em estruturas de concreto. Alguns autores, tais como Ribeiro (1985), Desnerck *et al.* (2021) e Miranda *et al.* (2021), afirmam que o diâmetro não tem influência sobre a aderência. Entretanto, Soroushian e Choi (1989), Li *et al.* (2021) e Shao *et al.* (2022) concluíram que à medida que o diâmetro da barra de aço aumenta, a tensão máxima de aderência diminui.

2.3.3.6 Conformação superficial da armadura

Entre os principais tipos de conformação superficial encontrados no mercado podemos citar:

- *helically wrapped*: enrolar filamentos de fibras em forma de hélice ao longo do comprimento da barra (Figura 2.22a);
- *helically wounded*: enrolar uma barra lisa com um cordão em forma helicoidal ao longo do comprimento da barra (Figura 2.22b);
- *sand coated*: impregnar agregados finos, como areia, na superfície da barra (Figura 2.23);
- *grooved*: moldar entalhes ao longo do comprimento da barra (Figura 2.24).



(a)



(b)

Figura 2.22 – Tratamento superficial: (a) *helically wrapped* e (b) *helically wounded*



(a)



(b)

Figura 2.23 – Tratamento superficial: (a) *primary sand coating* e (b) *secondary sand coating* (HENIN *et al.*, 2019)



Figura 2.24 – Tratamento superficial *grooved* (MAZAHERIPOUR *et al.*, 2013)

De acordo com pesquisadores como El Refai *et al.* (2015), Harajli e Abouniaj (2010) e Chen *et al.* (2023), a aderência da armadura com o concreto depende fortemente das características da conformação superficial da barra de FRP. Cosenza *et al.* (1997) relatam que há um aumento na parcela de aderência por adesão química em até dez vezes para armaduras com o tratamento superficial *sand coated*, onde são impregnados grãos na superfície da barra, ao serem comparadas com as lisas, uma vez que ocorre um acréscimo no coeficiente de atrito associado à rugosidade da superfície externa. Para esta configuração, o escorregamento também diminui e, além disso, a tensão de aderência com o concreto pode ser superior as barras de aço nervuradas. Os mesmos autores também relatam que os diversos tipos de deformações aplicadas na superfície externa das barras de FRP também aumentam as parcelas de aderência por atrito e intertravamento mecânico. Na investigação de Hao *et al.* (2009) foi observado que para barras de FRP com o tratamento superficial do tipo *grooved*, isto é, com a moldagem de entalhes ao longo do comprimento da armadura, ocorre uma diminuição na tensão de aderência e do escorregamento correspondente na medida em que se aumenta o espaçamento entre os entalhes ou com a diminuição da altura dos entalhes. Esfandeh *et al.* (2009) relataram que a resistência de aderência de barras revestidas com areia e enroladas helicoidalmente, ou seja, com dois tratamentos superficiais, são em geral melhores do que aquelas de barras apenas revestidas com areia ou apenas enroladas helicoidalmente, embora, barras revestidas com areia possam atingir valores de resistência de aderência semelhantes, dependendo do comprimento aderente.

Segundo Vieira (1994), em barras lisas há uma maior influência do estado superficial das barras na aderência, em comparação às barras com nervuras, pois nas barras lisas a aderência é controlada principalmente pelas parcelas de adesão e atrito, e estas são influenciadas pela rugosidade na superfície da barra. Para barras com nervuras, onde a aderência depende basicamente do engrenamento mecânico, este fator não é relevante.

Este comportamento foi confirmado na investigação de Baena *et al.* (2009). Durante os ensaios de aderência com forças de tração baixas, não ocorreu o escorregamento da barra de aço e o concreto, porém nas barras de FRP o escorregamento se iniciou no instante em que foram aplicadas as forças de tração.

A barra *helically wrapped* é produzida envolvendo em forma de espiral ao longo do comprimento

da barra um feixe de fibras na superfície de uma barra lisa. A barra *helically wounded* é produzida enrolando uma barra lisa com um cordão em forma helicoidal ao longo do comprimento da barra (SHAN *et al.*, 2023). A diferença entre estes tratamentos é mostrada na Figura 2.22.

No caso do tratamento *sand coated*, autores como Henin *et al.* (2019) o denominam *primary sand coating*, quando é aplicado um revestimento mais fino de areia com apenas uma camada na superfície externa da barra, e denominam *secondary sand coating* quando um revestimento mais grosseiro de areia, é aplicado em duas camadas na superfície externa da barra. As diferenças neste tratamento podem ser vistas na Figura 2.23.

Na barra *grooved* são moldados entalhes com a resina ao longo do seu comprimento (Figura 2.24).

2.3.3.7 Tipo e geometria das nervuras

A utilização das nervuras é apropriada quando se deseja aproveitar a alta resistência das barras de aço e garantir uma melhor ligação armadura-concreto. As formas, tamanhos e padrões possíveis para nervuras em uma barra metálica podem variar, contribuindo de maneira diferente para a aderência com o concreto. As nervuras longitudinais impedem o giro da armadura, e as transversais ou oblíquas promovem o engrenamento mecânico (BRISOTTO, 2011). As barras de FRP não possuem nervuras, mas dependendo da barra, podem existir ranhuras/deformações na superfície com a finalidade de aumentar a rugosidade da barra (LIANG *et al.*, 2023).

2.3.3.8 Coeficiente de dilatação térmica

Devido ao coeficiente transversal de dilatação térmico das barras de FRP ser diferente do coeficiente do concreto, é gerada alta pressão radial na superfície da armadura, causando tensões térmicas que atingem o concreto. Quando essas tensões térmicas superam a resistência à tração do concreto (f_{ct}), ocorrem microfissuras que levam ao enfraquecimento das ligações, especialmente quando pequenos cobrimentos de concreto são usados (BELLAKEHAL *et al.*, 2014; LUBLÓY *et al.*, 2005).

2.3.3.9 Exposição a altas temperaturas

A aderência entre a armadura de FRP e o concreto é fundamental para a transferência de esforços através da matriz polimérica. Contudo, pelo fato dos compósitos de FRP serem materiais combustíveis e passíveis de terem suas propriedades mecânicas e de aderência deterioradas quando expostos a temperaturas elevadas, alterações nas propriedades mecânicas da matriz em temperaturas acima da temperatura de transição vítrea têm o potencial de causar uma redução drástica na tensão de aderência, devido a degradação da ligação entre o reforço de FRP e o concreto. Estes fatores devem ser levados em consideração no dimensionamento ou reforço de

estruturas com FRP, buscando minimizar o risco de colapso estrutural (BISBY *et al.*, 2005a).

Na investigação de Hamad *et al.* (2017), foi feita uma análise quanto a variação do tipo de armadura no comportamento aderente com o concreto, considerando a exposição a altas temperaturas. Os resultados demonstraram que as curvas de tensão de aderência versus escorregamento para as barras GFRP (Figura 2.25c) e BFRP (Figura 2.25b) possuem linearidade limitada, notando-se que ocorre o amolecimento da matriz da armadura polimérica em faixas de temperatura maiores que a ambiente. Houve uma redução na inclinação do trecho ascendente da curva da tensão de aderência versus escorregamento decorrente da exposição a faixas de temperaturas e, consequentemente, uma redução na tensão de aderência máxima. Em geral, as análises indicaram que as barras de FRP perderam até 81,5% de sua aderência com o concreto a uma temperatura de 325 °C, enquanto nesta temperatura o aço (Figura 2.25a) manteve uma boa capacidade aderente com mais de 70% da resistência em temperatura ambiente.

A pesquisa conduzida por Katz *et al.* (1999) investigou o efeito da temperatura no comportamento aderente de elementos com barras de GFRP através de ensaios de arrancamento, assim como envolveu elementos com barras de aço para fins de comparação. O concreto utilizado na investigação possuía uma resistência à compressão de 35 MPa aos 28 dias. Os resultados mostrados na Figura 2.26 evidenciaram que em temperatura ambiente as amostras com barras de FRP apresentaram uma alta tensão de aderência, que variou entre 10,9 e 13,2 MPa, sendo próximas da tensão de aderência para amostras com barras de aço, com 11,2 MPa. Em faixas de temperatura de 80 a 160 °C, notou-se um decréscimo na tensão de aderência para todas as amostras com barras de FRP. Já para a temperatura de 200 °C, observou-se que ocorre uma redução de aproximadamente 80% na tensão de aderência ao levar em consideração os resultados em temperatura ambiente, em contrapartida, a redução nos elementos com barras de aço foi de 38%, ou seja, menos da metade das amostras com barras de FRP. Ademais, para temperaturas superiores a 200 °C, notou-se que a tensão de aderência se manteve praticamente constante.

Katz e Berman (2000) utilizaram os resultados experimentais da pesquisa apresentada anteriormente para propor um modelo para representar a degradação da tensão de aderência com o aumento da temperatura. A Equação (2.5) é a expressão para representar a tensão de aderência normalizada (τ^*), levando em consideração o efeito da temperatura (T) e propriedades da barra (τ_r , Cr e Tg).

$$\tau^* = 0,5(1 - \tau_r^*) \tanh\left\{-\frac{0,02}{Cr} \left[T - k_1 \left(Tg + \frac{k_1}{0,02} Cr\right)\right]\right\} + 0,5(1 + \tau_r^*) \quad (2.5)$$

Onde: τ_r^* é a tensão de aderência residual normalizada, Cr é o grau de reticulação do polímero e Tg é a temperatura de amolecimento do polímero. k_1 é um coeficiente relacionado às propriedades

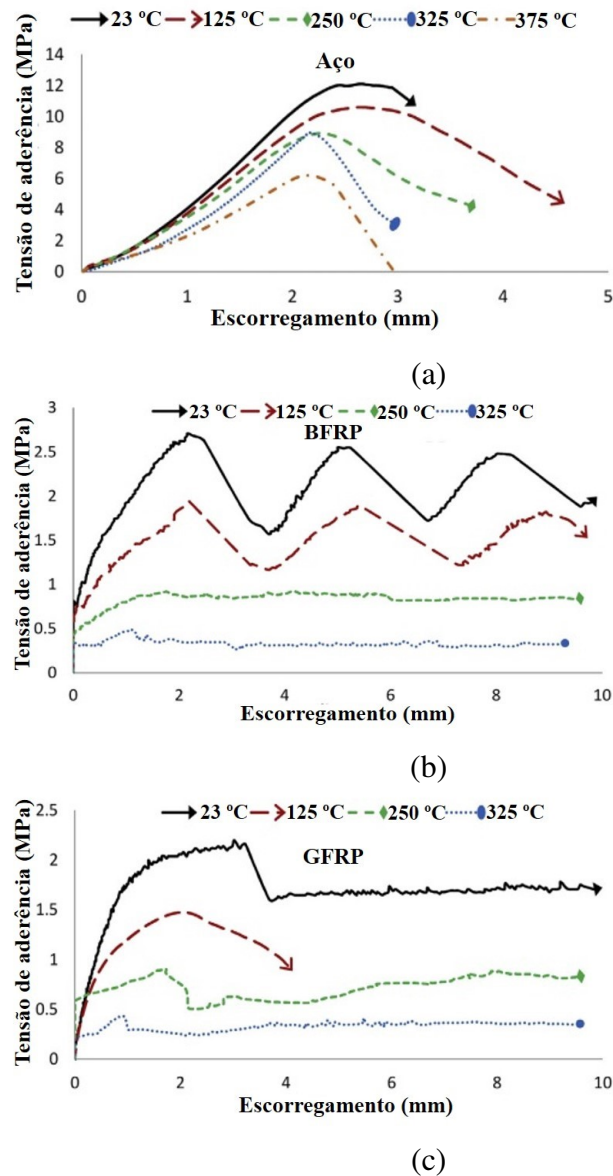


Figura 2.25 – Curvas tensão de aderência versus escorregamento de diferentes corpos de prova de arrancamento submetidos a diferentes temperaturas: (a) aço, (b) BFRP e (c) GFRP (HAMAD *et al.*, 2017)

das barras, descritos detalhadamente em Katz e Berman (2000).

O modelo numérico teve um bom ajuste aos resultados experimentais. Na faixa de temperatura de 150 a 200 °C, os elementos com barras de FRP tiveram uma redução na tensão de aderência de aproximadamente 90%, enquanto nos elementos armados com aço a redução foi de 30%. Desta forma, os autores concluíram que a ação das altas temperaturas tem um efeito significativo no comportamento aderente de elementos armados com barras de FRP.

Masmoudi *et al.* (2011) avaliaram a aderência entre o concreto e barras de FRP através do ensaio de arrancamento direto levando em consideração o efeito da temperatura. As amostras com barras de 8 mm (Figura 2.27a) e 16 mm (Figura 2.27b) foram submetidas durante 4 e 8

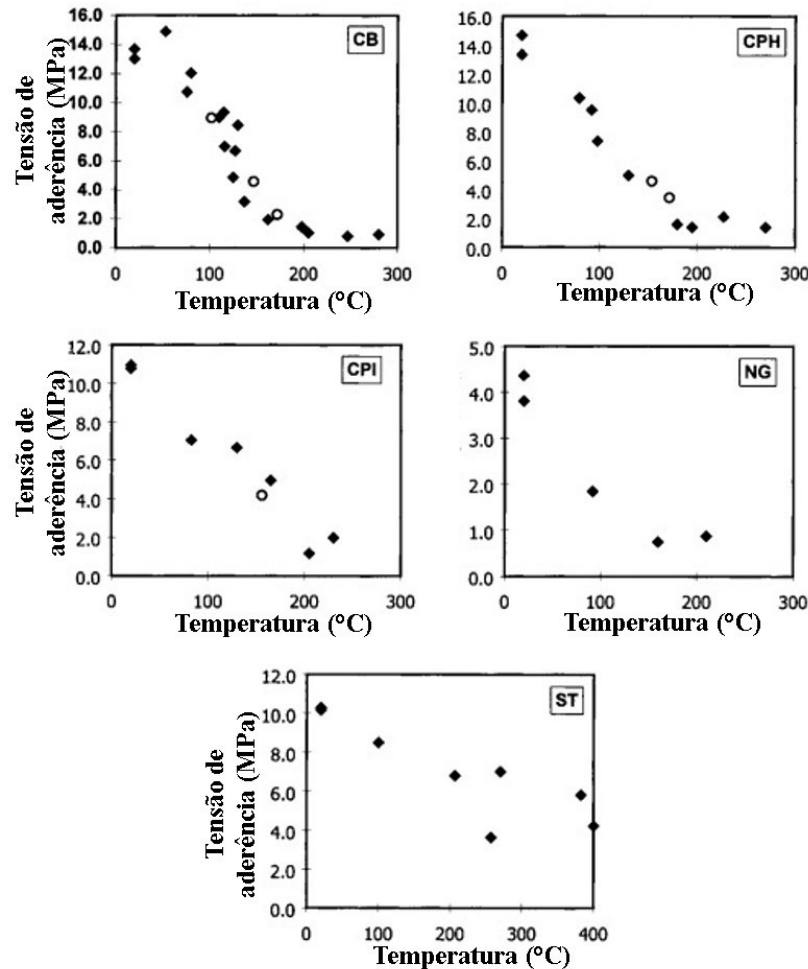


Figura 2.26 – Efeito da temperatura na tensão de aderência em barras de GFRP (CB, CPH, CPI e NG) e aço (ST) (adaptada de Katz *et al.*, 1999)

meses a temperaturas até 80 °C e os resultados foram comparados com amostras em temperatura ambiente (20 °C). Resultados experimentais não mostraram redução significativa na tensão de aderência para temperaturas até 60 °C. No entanto, houve uma redução de aproximadamente 14% na tensão de aderência para as amostras submetidas a temperatura de 80 °C após 8 meses de carga térmica. Também observa-se que o tempo a que as amostras ficaram expostas as altas temperaturas não influenciou na tensão de aderência para ambos os diâmetros. Ainda, indo de encontro com a literatura, nota-se uma diminuição da tensão de aderência com o aumento do diâmetro.

Rosa *et al.* (2019) conduziram um experimento que investigou o efeito de altas temperaturas no comportamento aderente em membros de concreto armado com barras de FRP e concluíram que mesmo em temperaturas moderadamente elevadas, ocorre a degradação da aderência concreto-armadura, ressaltando que a redução na ligação é mais significativa quando a matriz da barra atinge a Tg (geralmente entre 65 e 150 °C). Os resultados indicaram que ocorreu uma redução de 29% e 89% a 60 °C e 140 °C, respectivamente, em comparação com a tensão de aderência à

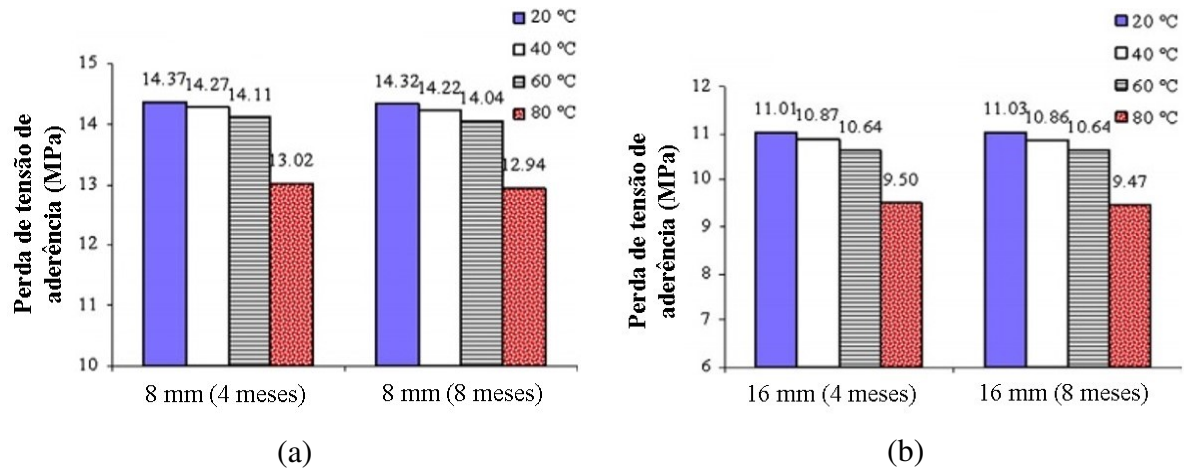


Figura 2.27 – Perda na tensão de aderência após 120 e 240 dias de exposição a cargas térmicas: (a) barras com diâmetro de 8mm e (b) barras com diâmetro de 16mm (adaptada de Masmoudi *et al.*, 2011)

temperatura ambiente. Além disso, foram aplicados os modelos de Gibson *et al.* (2006) e Correia *et al.* (2013) para prever a redução da tensão de aderência do concreto-FRP com o aumento da temperatura.

No modelo de Gibson *et al.* (2006), aplica-se a Equação (2.6) para simular a variação de uma propriedade mecânica genérica (P) com a temperatura (T).

$$P(T) = Pu - \frac{Pu - Pr}{2} (1 + \tanh[k'(T - T_{g, mech})]) \quad (2.6)$$

Onde: Pu é o valor da propriedade à temperatura ambiente e Pr é o valor da propriedade após a transição vítrea (mas antes da decomposição); k' e T_{g, mech} são parâmetros obtidos ajustando a curva do modelo aos dados experimentais.

O modelo proposto por Correia *et al.* (2013) é expresso pela Equação (2.7) e se baseia na distribuição estatística de Gompertz.

$$P(T) = Pr + (Pu - Pr)(1 - e^{-Be^{CT}}) \quad (2.7)$$

Onde: Pu é o valor da propriedade à temperatura ambiente e Pr é o valor da propriedade após a última temperatura de exposição; B e C são parâmetros ajustados aos dados experimentais.

A partir de seus resultados experimentais, Rosa *et al.* (2019) encontram os parâmetros para os modelos de Gibson *et al.* (2006) e Correia *et al.* (2013) através do método dos mínimos quadrados, visando minimizar a soma das diferenças entre os valores teóricos (dos modelos) e os

valores dos ensaios experimentais. É possível observar na Figura 2.28 as curvas ajustadas para ambos os modelos, assim como os valores experimentais de tensão de aderência normalizados. Nota-se que ambos os modelos apresentam um bom ajuste aos dados experimentais, ou seja, são capazes de simular com precisão a redução da tensão média de aderência entre barras de FRP-concreto diante da exposição a altas temperaturas.

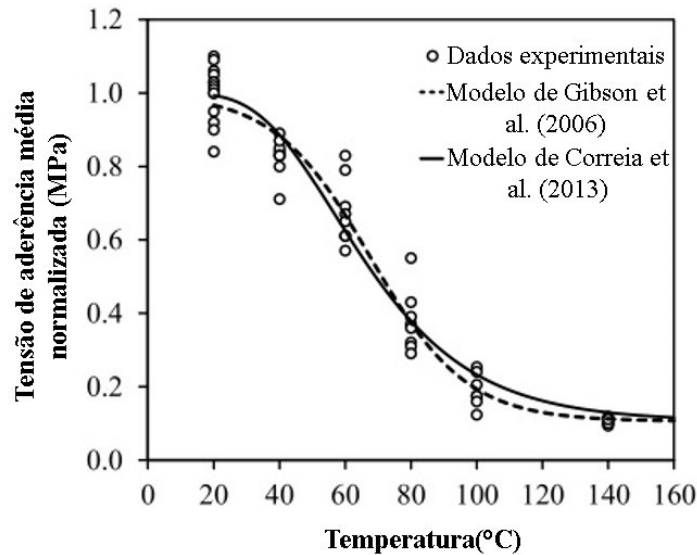


Figura 2.28 – Tensão de aderência média normalizada (em comparação com a temperatura ambiente) versus temperatura: resultados experimentais e curvas de modelagem (adaptada de Rosa *et al.*, 2019)

2.3.4 Controle de fissuras de flexão

De forma análoga as barras de aço, o comportamento aderente entre as barras de FRP e o concreto circundante afeta a abertura de fissuras sob carga de serviço. A filosofia atual para controlar a abertura de fissuras sob carga de serviço (ω) em ACI 318-19 também foi adotada em ACI 440.1R-15, que se baseia no controle do espaçamento entre as barras de reforço. A Equação (2.8) expressa o espaçamento máximo entre as barras de FRP.

$$S_{\max} = 1,15 \frac{E_f w}{f_{fs} k_b} - 2,5 C_c \leq 0,92 \frac{E_f w}{f_{fs} k_b} \quad (2.8)$$

Onde: E_f é o módulo de elasticidade determinado experimentalmente em MPa; f_{fs} consiste no nível de tensão induzido no FRP em capacidade de serviço em MPa; C_c corresponde ao cobrimento de concreto em mm; K_b é um coeficiente dependente da aderência.

O coeficiente de aderência k_b é unitário quando as barras de FRP possuem as mesmas características de aderência que a barra de aço, enquanto um coeficiente de aderência inferior a 1,0 indica uma resistência de aderência superior entre barras de FRP e o concreto em comparação

com o aço. Por outro lado, um coeficiente de aderência maior que 1,0 indica que a resistência de aderência da barra de FRP na interface com o concreto é inferior à do aço. Estudos sobre vários fabricantes de fibras e tipos de resina indicam que o coeficiente de aderência pode variar de 0,6 a 1,72, conforme a norma ACI 440.1R-15, que ainda recomenda um valor de $k_b = 1,4$ a ser usado na ausência de dados de teste. A variação no tipo de fibra (carbono, aramida, vidro e basalto) contribui para a ampla faixa de valores de k_b relatada.

O coeficiente de aderência recomendado para barras de FRP com o tratamento superficial de invólucro helicoidal de fibras e revestimento de areia, apresentado na norma CAN/CSA S806-12 é $k_b = 0,8$, indicando o desempenho superior das barras de FRP em relação ao aço.

O cálculo do coeficiente de aderência é normalmente obtido a partir do modelo de abertura de fissuras contido na norma CAN/CSA S806-12 e é expresso pela Equação (2.9).

$$w = 2 \frac{F_f}{E_f} \beta k_b \sqrt{\left(\frac{s}{2}\right)^2 + d_c^2} \quad (2.9)$$

Onde: w corresponde a largura máxima da fissura no lado tensionado; E_f é o módulo de elasticidade de projeto da barra de FRP; F_f é a resistência a tração das barras de FRP; β representa a relação da distância do eixo neutro à fibra mais tracionada e a distância do eixo neutro ao centro das barras de tração; d_c é a espessura de cobertura de concreto medida desde a fibra mais tracionada até o centro das barras resistentes à tração; s é o espaçamento das barras longitudinais.

2.3.5 Modelos da relação tensão de aderência – escorregamento

Estão disponíveis na literatura diversos modelos analíticos para representar o fenômeno da aderência na interface armadura-concreto a partir de ensaios de arrancamento (*pullout tests*). Esses modelos são compostos por expressões que representam o desenvolvimento da tensão de aderência versus o escorregamento da armadura.

Malvar (1994) propôs a primeira relação tensão de aderência-escorregamento para elementos com armaduras de FRP, baseada em resultados de ensaios de arrancamento levando em consideração a influência da conformação superficial das armaduras de FRP (superfície deformada e entalhada, superfície entalhada e superfície deformada) e do confinamento no comportamento aderente. O modelo propõe um ramo ascendente da curva tensão-escorregamento. Antes da obtenção da equação da tensão-escorregamento (Equação (2.12)), é necessário definir a tensão de aderência máxima (τ_1) e o escorregamento correspondente (s_1), apresentados na Equação (2.10) e na Equação (2.11), respectivamente, em função da pressão radial de confinamento (σ_r). Além disso, é necessário determinar sete parâmetros, com base nos resultados experimentais de ensaios de

arrancamento, para descrever completamente o modelo. Cosenza *et al.* (1997) relatam que este modelo não consegue representar adequadamente o comportamento na interface entre o concreto e barras de FRP.

$$\tau_1/f_t = A + B(1 - e^{C\sigma_r/f_t}) \quad (2.10)$$

$$s_1 = D + E\sigma_r \quad (2.11)$$

$$\tau(s, \sigma_r) = \tau_1 \frac{F \left(\frac{s}{s_1} \right) + (G - 1) \left(\frac{s}{s_1} \right)^2}{1 + (F - 2) \left(\frac{s}{s_1} \right) + G \left(\frac{s}{s_1} \right)^2} \quad (2.12)$$

Onde: f_t é a resistência a tração do concreto; $\tau(s, \sigma_r)$ corresponde a tensão de aderência em função do escorregamento e da tensão de confinamento radial (σ_r); τ_1 corresponde a tensão de aderência máxima extraída da curva experimental e s_1 é o escorregamento correspondente a τ_1 ; A, B, C, D, E, F e G são parâmetros a serem calibrados conforme curva experimental.

Eligehausen *et al.* (1983) propuseram o modelo BPE (Bertero; Popov; Eligehausen) para, originalmente, representar a aderência entre barras de aço-concreto. Posteriormente, os parâmetros do modelo foram recalibrados por Rossetti *et al.* (1995) e Cosenza *et al.* (1995) para que pudessem ser utilizados para armaduras de FRP-concreto. A relação tensão-escorregamento do modelo original BPE corresponde ao primeiro termo da Equação (2.13), representando o trecho ascendente da curva tensão-escorregamento, enquanto os demais termos representam o desenvolvimento da curva, conforme representado na Figura 2.29.

$$\tau(s) = \left\{ \begin{array}{l} \tau_1 \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha : 0 \leq s \leq s_1 \\ \tau_1 : s_1 < s \leq s_2 \\ \tau_1 - (\tau_1 - \tau_3) \left(\frac{s-s_2}{s_3-s_2} \right) : s_2 < s \leq s_3 \\ \tau_3 = \beta \tau_1 : s > s_3 \end{array} \right\} \quad (2.13)$$

Onde: $\tau(s)$ corresponde a tensão de aderência em função do escorregamento; τ_1 corresponde a tensão de aderência máxima extraída da curva experimental e s_1 é o escorregamento correspondente a τ_1 ; α e β são parâmetros calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais.

Cosenza *et al.* (1995) propuseram um ajuste para o trecho ascendente da tensão versus escorregamento na interface armadura de FRP-concreto, em relação ao modelo BPE de Eligehausen

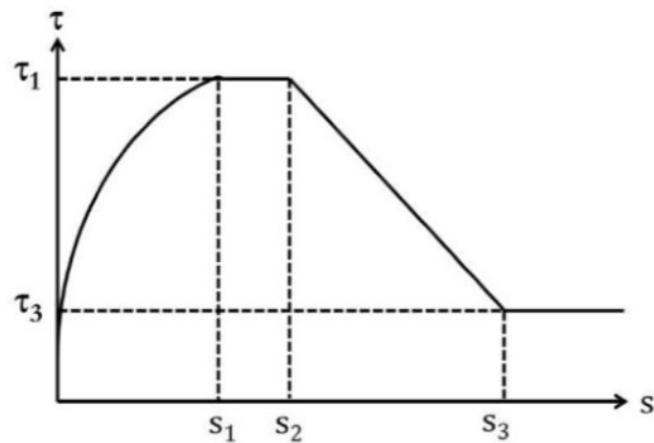


Figura 2.29 – Representação do modelo BPE baseado em Eligehausen *et al.* (1983), Rossetti *et al.* (1995) e Cosenza *et al.* (1995)

et al. (1983). Este modelo foi denominado modelo CMR (Cosenza; Manfredi; Realfonzo). A expressão analítica que representa o trecho ascendente está apresentada na Equação (2.14). Cabe destacar que, como o modelo só descreve o trecho ascendente, pode ser considerado para estados limites de serviço, uma vez que não consegue estimar o comportamento completo do fenômeno da aderência até a ruptura (LIN; ZHANG, 2014).

$$\tau(s) = \tau_1(1 - e^{-s/s_r})^\beta \quad (2.14)$$

Onde: $\tau(s)$ corresponde a tensão de aderência em função do escorregamento; τ_1 corresponde a tensão de aderência máxima extraída da curva experimental e s_1 é o escorregamento correspondente a τ_1 ; e os parâmetros s_r e β são calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais.

Enquanto o modelo analítico BPE, originalmente proposto por Eligehausen *et al.* (1983), descreve apenas o comportamento do trecho ascendente da curva, Cosenza *et al.* (1997) propuseram o modelo modificado mBPE (Figura 2.30), o qual fornece uma curva tensão de aderência versus escorregamento para barras FRP-concreto completa (Equação (2.15)), pois conta com um trecho ascendente, até ocorrer o pico na tensão de aderência, e um trecho descendente após a tensão máxima. O segundo ramo com uma tensão de aderência máxima constante no modelo BPE é omitido no modelo modificado mBPE. No entanto, observa-se que os efeitos da variação do diâmetro da armadura e tipo de fibra não são levados em consideração.

$$\tau(s) = \left\{ \begin{array}{l} \tau_1 \left(\frac{s}{s_1} \right)^\alpha : 0 \leq s \leq s_1 \\ \tau_1 \left(1 - p \left(\frac{s}{s_1} - 1 \right) \right) : s_1 < s \leq s_3 \\ \tau_3 : s > s_3 \end{array} \right\} \quad (2.15)$$

Onde: $\tau(s)$ corresponde a tensão de aderência em função do escorregamento; τ_1 corresponde a tensão de aderência máxima extraída da curva experimental e s_1 é o escorregamento correspondente a τ_1 ; τ_3 é a tensão residual de aderência e s_3 é o escorregamento correspondente a τ_3 ; e os parâmetros p e α são calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais.

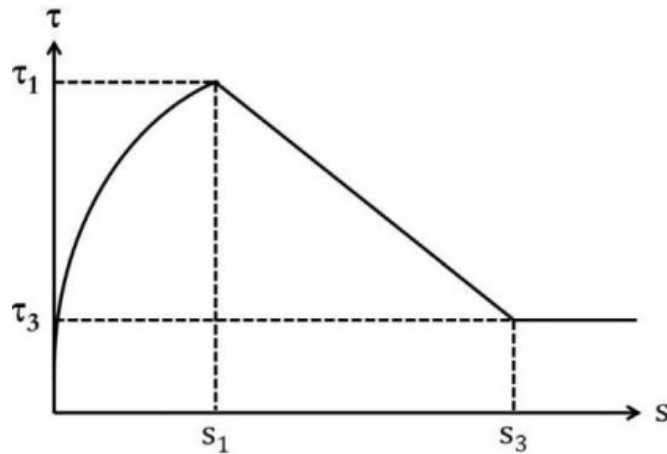


Figura 2.30 – Representação do modelo mBPE baseado em Cosenza *et al.* (1997)

Rolland *et al.* (2020) propuseram o modelo de aderência para barras de FRP-concreto representado na Figura 2.31, que tem um trecho ascendente linear inicial, seguido de um trecho ascendente não linear até a tensão de aderência máxima e, posteriormente, o trecho descendente. A Equação (2.16) representa os trechos da curva do modelo proposto.

$$\tau(s) = \left\{ \begin{array}{l} \tau_0 \frac{s}{s_0} : 0 \leq s \leq s_0 \\ \tau_0 + (\tau_1 - \tau_0) \left(1 + \frac{1}{\alpha}\right) \left(1 - \frac{1}{1 + \alpha \left(\frac{s-s_0}{s_1-s_0}\right)}\right) : s_0 < s \leq s_1 \\ \tau_\infty + (\tau_1 - \tau_\infty) \left(\frac{1}{1 + \beta \left(\frac{s-s_1}{s_1}\right)}\right) : s > s_1 \end{array} \right. \quad (2.16)$$

Onde: $\tau(s)$ corresponde a tensão de aderência em função do escorregamento; τ_1 corresponde a tensão de aderência máxima extraída da curva experimental e s_1 é o escorregamento correspondente a τ_1 ; e os parâmetros α , β , s_0 , τ_0 e τ_∞ são calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais.

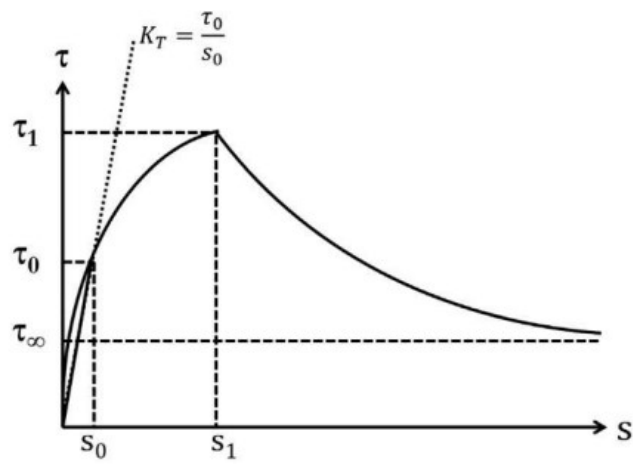


Figura 2.31 – Curva tensão-escorregamento do modelo proposto por Rolland *et al.* (2020)

3 PROGRAMA EXPERIMENTAL

Neste capítulo, é apresentado o programa experimental adotado nesta tese com o objetivo de avaliar a aderência concreto-armadura, bem como materiais e métodos de ensaio empregados. Conforme mostrado no fluxograma (Figura 3.1), a investigação experimental contemplará as etapas de caracterização dos materiais e avaliação da aderência.

Na etapa de caracterização dos materiais, as barras de FRP foram analisadas de forma física (massa específica, fração mássica e rugosidade), geométrica (diâmetro efetivo), mecânica (resistência à tração e módulo de elasticidade) e térmica (temperatura de transição vítrea). Para o concreto foi feita a análise dos agregados e aglomerante, dosagem, análise física (trabalhabilidade no estado fresco) e análise mecânica (resistência à compressão uniaxial).

Posteriormente, foram realizados ensaios de arrancamento para analisar a influência da resistência à compressão do concreto, diâmetro da barra, exposição a temperaturas e tipo de barra de FRP no comportamento aderente.

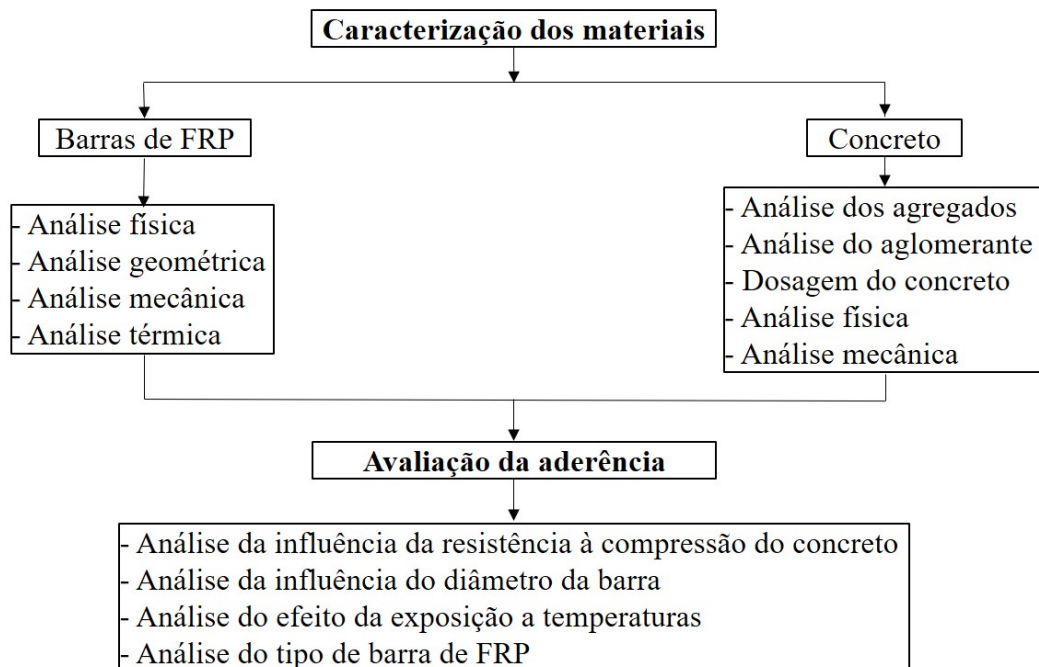


Figura 3.1 – Fluxograma da metodologia usada no programa experimental

3.1 PLANEJAMENTO EXPERIMENTAL

O programa experimental elaborado para a análise da aderência é ilustrado na Figura 3.2.

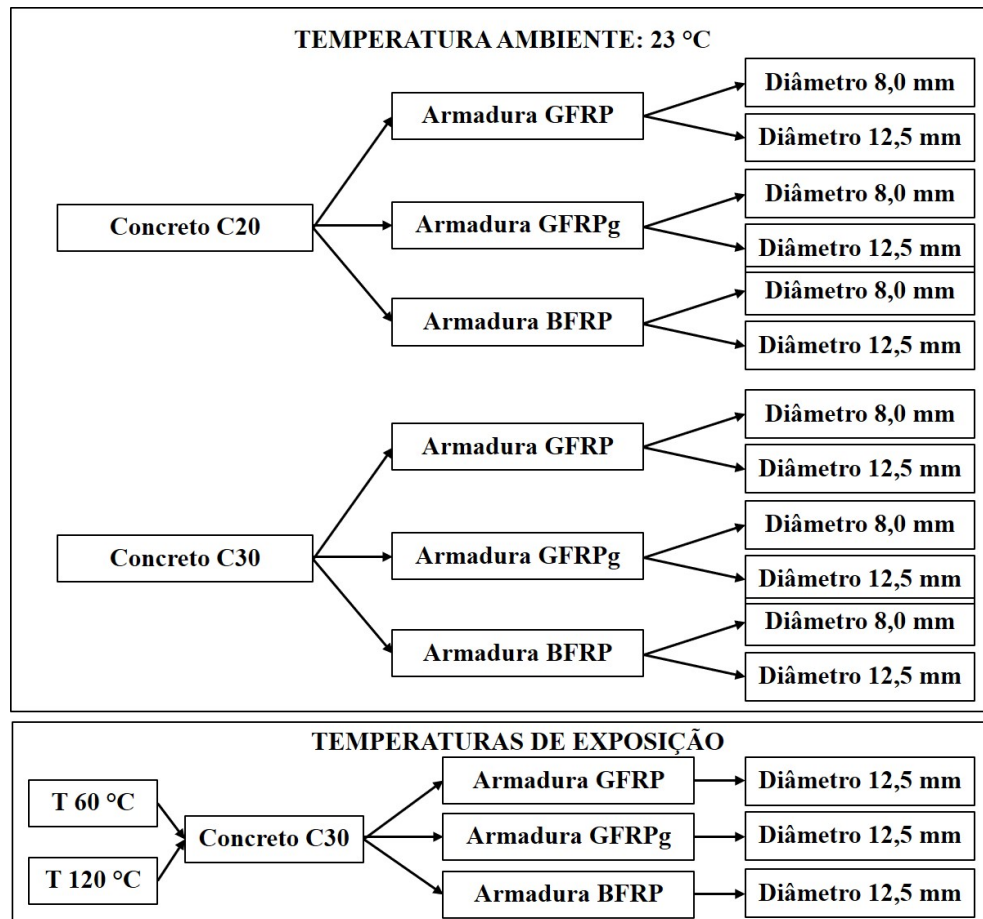


Figura 3.2 – Programa experimental

3.1.1 Variável de resposta

Esta investigação experimental tem por objetivo analisar o fenômeno da aderência entre o concreto de diferentes classes de resistência à compressão e barras de FRP de diferentes tipos e diâmetros. Além disso, será considerado o efeito do acréscimo de temperatura no comportamento aderente. Desta forma, a tensão de aderência é a variável de resposta do projeto.

3.1.2 Fatores controláveis

Os fatores controláveis selecionados com o propósito de avaliar a influência na variável de resposta são:

- resistência à compressão do concreto: 20 MPa e 30 MPa;
- barras: GFRP (tratamento superficial *helically wrapped*), GFRPg (tratamento superficial *heli-*

cally wrapped e BFRP (tratamento superficial *smooth* e *helically wounded*);

- diâmetros das barras: 8,0 mm e 12,5 mm;
- temperaturas de exposição: 23°C, 60°C e 120°C.

Foram definidas duas classes de resistência para o concreto, sendo C20 e C30, definidas na NBR 6118 (ABNT, 2014) para serem utilizadas em elementos de concreto armado com função estrutural. A partir destas classes, consegue-se analisar a influência da resistência à compressão do concreto na aderência.

A escolha das barras de BFRP se deu pelo fato da fibra de basalto ser a mais recente a ser empregada na produção das armaduras, enquanto as barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRPg) foram selecionadas para o estudo diante da inovação em adicionar grafeno na matriz polimérica, sendo o nanomaterial mais fino e resistente do mundo. Em relação a barra de GFRPg, para tornar competitiva a sua comercialização, foi utilizada a resina poliéster, por ter um custo mais baixo em comparação as demais resinas e o grafeno foi incorporado no intuito de melhorar as propriedades da resina e do produto final (barra). Pelo fato de não ter sido encontrada nenhuma publicação científica envolvendo as barras de GFRPg e diante da escassez de pesquisas envolvendo as barras de BFRP, é possível evidenciar a necessidade por investigações para entender o comportamento destes materiais e difundir os resultados para que as barras possam ser aplicadas com segurança no dimensionamento estrutural. A escolha das barras de GFRP ocorreu devido a sua maior utilização dentre as opções de armaduras poliméricas disponíveis no mercado, o que está relacionado a sua boa relação custo/desempenho, e servirão como padrão de comparação com os demais casos estudados. O tratamento superficial é o padrão de fabricação das empresas fabricantes.

Selecionou-se os diâmetros de 8,0 e 12,5 mm para as barras empregadas no estudo, sendo medidas utilizadas com frequência nos projetos estruturais de concreto. A barra de 8,0 mm é mais utilizada em lajes e vigas, enquanto a barra de 12,5 mm é mais utilizada em vigas e pilares.

A escassez de estudos do comportamento aderente entre o concreto e barras poliméricas considerando o efeito da temperatura motivou o estudo térmico, expondo os corpos de prova a temperatura de 60 °C, por ser uma faixa abaixo da temperatura de transição vítrea das barras e 120 °C para avaliar como o incremento da temperatura afeta a aderência da barra com o concreto.

Cabe ainda destacar que a compreensão do fenômeno da aderência não é restrita aos fatores selecionados para comporem esta investigação. Contudo, optou-se por analisar somente os fatores controláveis mencionados anteriormente, os quais exercem substancial influência no comportamento aderente.

3.2 MATRIZ EXPERIMENTAL

Com a definição da variável de resposta e dos fatores controláveis foi organizada a matriz experimental do estudo, apresentada na Tabela 3.1. Para a identificação das amostras, foi definida a nomenclatura "C fck - Ø Armadura", sendo que C fck corresponde a classe de resistência à compressão do concreto, Ø é o diâmetro da armadura (onde 8 = Ø 8,0 mm e 12 = Ø 12,5 mm) e Armadura representa o tipo de barra (G = GFRP, Gg = GFRPg e B = BFRP). Para as configurações que passaram pelo aquecimento foi acrescentado ao final da nomenclatura a temperatura de exposição, sendo 60C para 60 °C e 120C para 120 °C.

Tabela 3.1 – Matriz experimental da pesquisa

Combinações	Fatores controláveis							Variável de resposta (MPa)
	fck concreto (MPa)	Diâmetro da barra (mm)	Tipo de barra	Matriz	Conformação superficial	Temperatura de exposição (°C)	Quantidade de amostras	
C20-8G	20	8,0	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	23	3	τ_1
C20-12G	20	12,5	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	23	3	τ_1
C20-8Gg	20	8,0	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	23	3	τ_1
C20-12Gg	20	12,5	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	23	3	τ_1
C20-8B	20	8,0	BFRP	Éster vinílica	Smooth	23	3	τ_1
C20-12B	20	12,5	BFRP	Éster vinílica	Helically wounded	23	3	τ_1
C30-8G	30	8,0	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	23	3	τ_1
C30-12G	30	12,5	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	23	3	τ_1
C30-8Gg	30	8,0	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	23	3	τ_1
C30-12Gg	30	12,5	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	23	3	τ_1
C30-8B	30	8,0	BFRP	Éster vinílica	Smooth	23	3	τ_1
C30-12B	30	12,5	BFRP	Éster vinílica	Helically wounded	23	3	τ_1
C30-12G-60C	30	12,5	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	60	3	τ_1
C30-12Gg-60C	30	12,5	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	60	3	τ_1
C30-12B-60C	30	12,5	BFRP	Éster vinílica	Helically wounded	60	3	τ_1
C30-12G-120C	30	12,5	GFRP	Éster vinílica	Helically wrapped	120	3	τ_1
C30-12Gg-120C	30	12,5	GFRPg	Poliéster	Helically wrapped	120	3	τ_1
C30-12B-120C	30	12,5	BFRP	Éster vinílica	Helically wounded	120	3	τ_1

3.3 MATERIAIS

3.3.1 Barras de FRP

Para o estudo da aderência com o concreto, foram utilizadas barras de GFRP, GFRPg e BFRP, com diâmetros de 8,0 mm e 12,5 mm (Figura 3.3). As barras de fibras de vidro (GFRP) com matriz éster vinílica e conformação superficial *helically wrapped* foram fabricadas por uma empresa brasileira. As barras de fibras de vidro com adição de grafeno na matriz poliéster e conformação superficial *helically wrapped* foram fabricadas por uma empresa brasileira. Já as barras de fibras de basalto com matriz éster vinílica foram fabricadas por uma empresa norte-americana, sendo que a barra de menor diâmetro tinha a conformação superficial *smooth* enquanto a de maior diâmetro possuía a conformação superficial *helically wounded*. Todas as barras foram produzidas pelo processo de pultrusão.

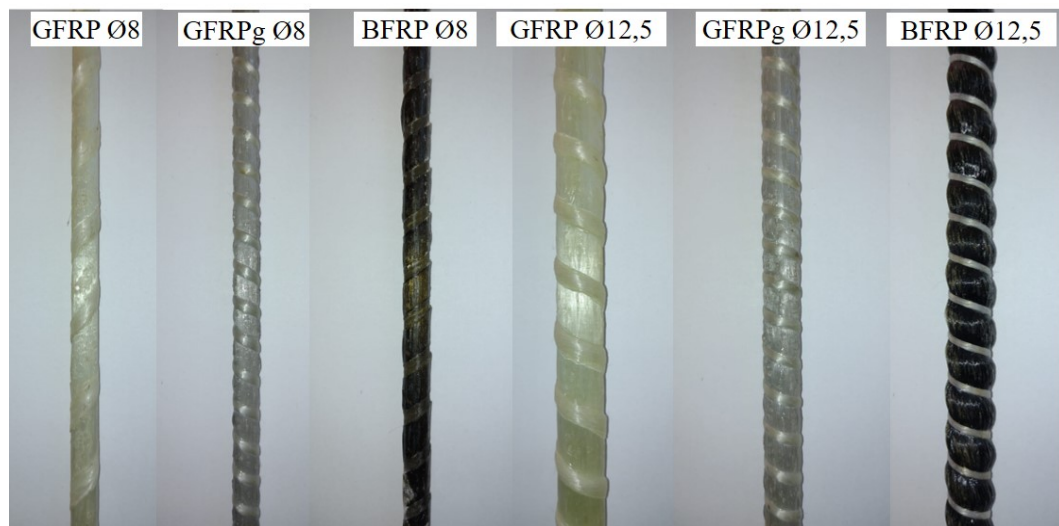


Figura 3.3 – Barras de FRP

A empresa que produz as barras de GFRPg adiciona diferentes massas de nanopartículas de grafeno (GNPs) dentro da resina poliéster para reforçar a matriz. Um solvente, mantido em sigilo, é usado na dispersão das nanoplaquetas. Além disso, o percentual de adição também é um dado confidencial.

A rugosidade consiste em um parâmetro que desempenha uma função importante para garantir uma adesão satisfatória do concreto na superfície da barra. Quanto mais áspera a superfície da barra, maior é a área de contato onde a pasta do concreto vai aderir.

A rugosidade das barras de FRP foi determinada com o auxílio de um rugosímetro portátil Mitutoyo SJ-201P/M (Figura 3.4) e os resultados são apresentados na Tabela 3.2. O equipamento calcula a rugosidade da superfície da barra baseado na norma europeia BS EN ISO 1302:2002.

Ra corresponde a média aritmética dos valores absolutos dos desvios de um perfil, medidos pelo rugosímetro, a partir de uma linha média.



Figura 3.4 – Medição da rugosidade na superfície das barras de FRP

Tabela 3.2 – Rugosidade das barras de FRP

Barra	Rugosidade média - Ra (μm)
GFRP Ø8,0 mm	6,94
GFRP Ø12,5 mm	4,79
GFRPg Ø8,0 mm	4,58
GFRPg Ø12,5 mm	5,89
BFRP Ø8,0 mm	4,53
BFRP Ø12,5 mm	5,65

A caracterização das barras com o nanomaterial na matriz envolveu ensaios para determinação do diâmetro efetivo a partir de sua densidade, seguindo os procedimentos do Método A da ASTM D792-20:2020. Para este teste, foram utilizadas amostras de barras com comprimento de aproximadamente 30 mm. Em relação a densidade do material compósito, foram medidas as massas aparentes das amostras secas ao ar e, em seguida, submersos em água deionizada e livre de ar dissolvido a uma faixa de temperatura de 23 ± 2 °C (Figura 3.5) e as Equações (3.1) e (3.2) foram utilizadas no cálculo da densidade.

$$sp_{gr23/23^{\circ}C} = \frac{a}{a-b} \quad (3.1)$$

$$D^{23C} = sp_{gr23/23^{\circ}C} * 997,5 \quad (3.2)$$

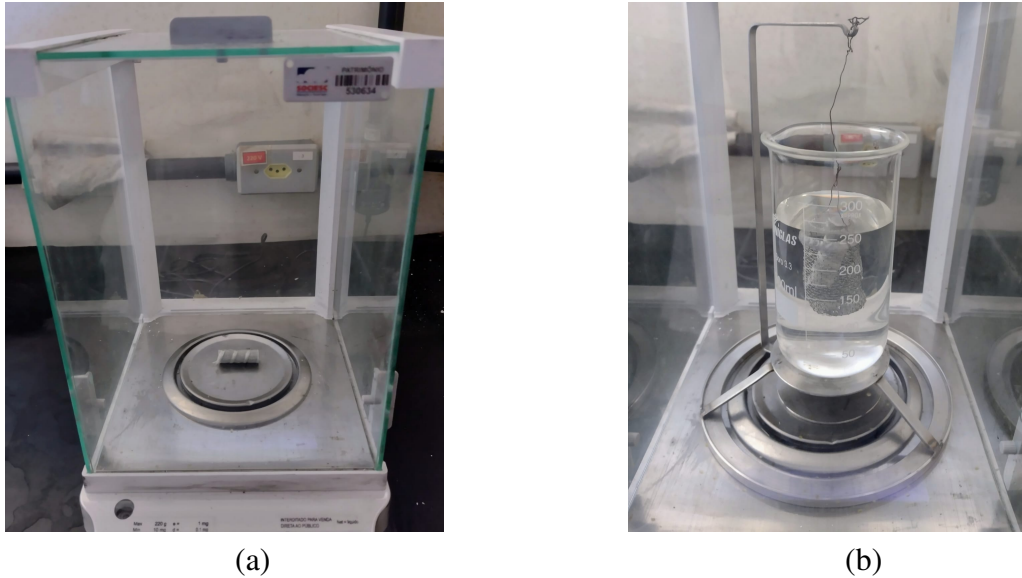


Figura 3.5 – Determinação da densidade e diâmetro efetivo das barras de FRP: (a) massa da barra seca - condição inicial e (b) massa da barra submersa

Onde: $\rho_{gr 23/23}^{\circ C}$ corresponde ao valor da densidade relativa; a é a massa seca ao ar (g), enquanto b é a massa submersa em água (g); D^{23C} corresponde a densidade (kg/m^3) e $997,5$ é a densidade da água em kg/m^3 .

Finalmente, para a determinação do diâmetro efetivo das barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno, foram utilizadas as Equações (3.3), (3.4) e (3.5).

$$V = \frac{(a/1000)}{D^{23C}} \quad (3.3)$$

$$A_{ef} = \frac{V}{(C_{med}/1000)} \quad (3.4)$$

$$\phi_{ef} = 2\sqrt{\frac{A_{ef}}{\pi}} * 1000 \quad (3.5)$$

Onde: V representa o volume do exemplar (m^3); C_{med} é o comprimento médio do exemplar (mm); A_{ef} corresponde a área efetiva (m^2) e ϕ_{ef} é o diâmetro efetivo (mm). A Tabela 3.3 apresenta os resultados com o valor da densidade e diâmetro efetivo.

A representação esquemática do tratamento superficial das barras estudadas é apresentada na Figura 3.6. A altura das deformações é denominada r_h (*rib height*), o espaçamento das deformações é representado por r_s (*rib spacing*) e a largura das deformações é denominada

Tabela 3.3 – Caracterização da densidade e diâmetro das barras de FRP

Amostra	Densidade média (kg/m ³)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)	Diâmetro efetivo médio (mm)
GFRP Ø8,0 mm	1703	7,4	0,43	7,49
GFRP Ø12,5 mm	1776	2,4	0,14	13,42
GFRPg Ø8,0 mm	1990	26,6	1,34	7,32
GFRPg Ø12,5 mm	2028	25,3	1,25	10,47
BFRP Ø8,0 mm	2054	15,7	0,76	7,71
BFRP Ø12,5 mm	1969	14,3	0,73	12,07

como rw (*rib width*). Cabe salientar que até mesmo as barras com mesmo tratamento superficial tiveram variações nos parâmetros geométricos do tratamento, conforme mostrado na Tabela 3.4.

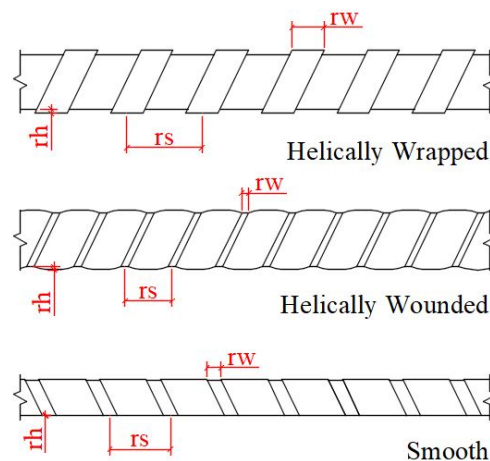


Figura 3.6 – Representação esquemática de diferentes tipos de conformação superficial de barras de FRP analisadas neste trabalho

Tabela 3.4 – Caracterização geométrica das barras de FRP

Barra FRP	Conformação superficial	rh (mm)	rs (mm)	rw (mm)
GFRP Ø8,0 mm	Helically Wrapped	0,30	20,52	7,89
GFRP Ø12,5 mm	Helically Wrapped	0,71	17,73	6,38
GFRPg Ø8,0 mm	Helically Wrapped	0,33	11,09	3,93
GFRPg Ø12,5 mm	Helically Wrapped	0,67	10,42	2,82
BFRP Ø8,0 mm	Smooth	0,04	13,86	2,97
BFRP Ø12,5 mm	Helically Wounded	0,61	10,03	2,29

Foi feita a determinação da fração mássica dos constituintes a partir das recomendações da ASTM D3171-15:2015. Para este ensaio, foram cortados 3 pedaços de aproximadamente 30 mm de cada diâmetro de barra investigado e foi medida a massa. Em seguida foi feito o aquecimento das amostras em um forno mufla Zezimaq modelo 2000F. As amostras foram aquecidas a taxa de 10 °C/min, até a temperatura de 650 °C, permanecendo nesta condição por 6 horas. Posteriormente, foi possível determinar a fração mássica das fibras. As médias das frações mássicas de fibras das barras de FRP estão apresentadas na Tabela 3.5, sendo valores superiores aos valores mínimos estabelecidos pela Norma ASTM D7957/D7957M-17:2017.

Tabela 3.5 – Fração mássica de fibras das barras de FRP

Amostra	M_{barra} (g)	M_{fibra} (g)	F_f (%)	F_f médio (%)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)
1 - GFRP Ø8,0	2,30	1,97	85,65	86,07	0,36	0,42
2 - GFRP Ø8,0	2,25	1,94	86,22			
3 - GFRP Ø8,0	2,34	2,02	86,32			
1 - GFRP Ø12,5	7,99	6,32	79,10	79,06	0,10	0,12
2 - GFRP Ø12,5	8,03	6,34	78,95			
3 - GFRP Ø12,5	8,34	6,60	79,14			
1 - GFRPg Ø8,0	2,52	2,17	86,11	85,60	0,54	0,63
2 - GFRPg Ø8,0	2,54	2,16	85,04			
3 - GFRPg Ø8,0	2,51	2,15	85,66			
1 - GFRPg Ø12,5	5,14	4,38	85,21	85,29	0,11	0,13
2 - GFRPg Ø12,5	5,35	4,57	85,42			
3 - GFRPg Ø12,5	5,22	4,45	85,25			
1 - BFRP Ø8,0	2,95	2,47	83,73	83,87	0,32	0,39
2 - BFRP Ø8,0	3,24	2,71	83,64			
3 - BFRP Ø8,0	3,30	2,78	84,24			
1 - BFRP Ø12,5	7,39	5,89	79,70	79,20	0,47	0,59
2 - BFRP Ø12,5	7,68	6,05	78,78			
3 - BFRP Ø12,5	7,52	5,95	79,12			

Para a caracterização da resistência à tração e do módulo de elasticidade na direção axial das barras, foram seguidas as recomendações da ASTM D7205/D7205M-06:2016. Para a determinação das propriedades mecânicas foram usadas cinco barras de cada diâmetro e nas extremidades foram acoplados tubos metálicos Schedule 40, conforme esquema da Figura 3.7, de diâmetro nominal 3/4" (diâmetro externo de 26,7 mm, espessura de 2,87 mm e diâmetro interno de 20,96 mm) que servem como ancoragem na máquina de ensaio. Para promover a adesão entre a barra polimérica e o tubo de ancoragem foi utilizado um adesivo estrutural à base de resina epóxi. Com o auxílio de um extensômetro eletrônico removível, da marca Emic modelo EE09, acoplado a armadura foi medida a deformação da barra e com os dados, calculou-se o módulo de elasticidade. O aspecto de uma das amostras posicionada na máquina de teste com o extensômetro acoplado no centro do comprimento livre pode ser visto na Figura 3.8 e os resultados mecânicos da resistência à tração e módulo na Tabela 3.6.

Tabela 3.6 – Propriedades mecânicas das barras de FRP

Barra	Diâmetro nominal (mm)	Tensão máxima média (MPa)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)	Módulo de elasticidade médio (GPa)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)
GFRP	8,0	955,8	45,6	4,8	53,1	3,15	5,9
GFRP	12,5	917,1	33,0	3,6	50,4	2,37	4,7
GFRPg	8,0	817,6	21,3	2,6	54,4	13,8	25,3
GFRPg	12,5	707,9	49,4	7,0	51,2	3,23	6,3
BFRP	8,0	702,9	12,2	1,7	55,0	11,62	21,1
BFRP	12,5	1013,2	28,4	2,8	51,9	13,95	26,9

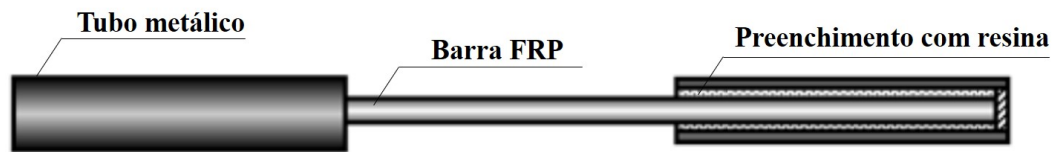


Figura 3.7 – Sugestão de ancoragem com tubos metálicos
(adaptada de ASTM D7205/D7205M-06:2016)



Figura 3.8 – Amostra na máquina de ensaio

Para a determinação da temperatura de transição vítrea (T_g), foi coletado cerca de 5,0 mg da matriz polimérica de cada tipo barra de FRP investigada para ser realizado o ensaio de Calorimetria Exploratória Diferencial (DSC) em um calorímetro Q20 TA *Instruments*, na faixa de temperatura entre 0 e 200 °C, sob atmosfera de N_2 (vazão de 50 mL/min) e a uma razão de aquecimento de 10 °C/min.

A T_g consiste na temperatura de aquecimento de um material polimérico em que as cadeias da fase amorfa adquirem mobilidade e o material começa a amolecer. Ou seja, nesta temperatura, a barra polimérica transforma-se de um estado desordenado rígido para um estado desordenado (MENG; SIMON, 2005).

O ensaio de Calorimetria Exploratória Diferencial (DSC) detectou para a matriz polimérica das barras de GFRP uma T_g de 66,99 °C, para a matriz polimérica das barras de GFRPg uma T_g de 62,53 °C e para a matriz polimérica das barras de BFRP uma T_g de 99,02 °C.

3.3.2 Concreto

O cimento utilizado nesta pesquisa é o Cimento Portland de Alta Resistência Inicial Resistente a Sulfatos (CP V – ARI RS). A determinação da massa específica do cimento foi realizada conforme a ABNT NBR 16605:2017 no LAMTAC-NORIE/UFRGS, obtendo como resposta o valor de 3,0 g/cm³. A Tabela 3.7 e a Tabela 3.8 apresentam os resultados da caracterização química e física e mecânica do cimento utilizado, respectivamente, fornecidos pela empresa fabricante.

Tabela 3.7 – Caracterização química do cimento

Requisitos (% da massa)	Teores da fabricante	Exigências da ABNT NBR 16697:2018
Perda ao fogo (PF)	4,5	≤ 6,5
Óxido de magnésio (MgO)	6,2	-
Trióxido de enxofre (SO ₃)	2,7	≤ 4,5
Resíduo insolúvel (RI)	10,7	-

Tabela 3.8 – Caracterização física e mecânica do cimento

Características avaliadas	Resultados da fabricante	Exigências da ABNT NBR 16697:2018
Finura (%) #200	0,0	-
Finura (%) #400	0,5	-
Finura Blaine (cm ² /g)	5001	-
Consistência normal (%)	30,07	-
Tempo de pega: início (min)	240	≥ 60
Tempo de pega: fim (min)	280	≤ 600
Expansibilidade a quente (mm)	0,00	-
Resistência à compressão (MPa): 1 dia	23,5	≥ 14,0
Resistência à compressão (MPa): 3 dias	35,0	≥ 24,0
Resistência à compressão (MPa): 7 dias	40,6	≥ 34,0
Resistência à compressão (MPa): 28 dias	48,4	-

Foi utilizado como agregado miúdo a areia natural grossa, proveniente da região de Porto Alegre/RS. A Tabela 3.9 apresenta os resultados da caracterização do agregado miúdo.

Tabela 3.9 – Caracterização do agregado miúdo

Propriedades avaliadas	Método de ensaio	Resultados
Módulo de finura	NBR 17054:2022	2,3
Dimensão máxima (mm)	NBR 17054:2022	4,8
Massa específica (kg/m ³)	NBR 16916:2021	2490
Massa unitária (kg/m ³)	NBR 16972:2021	1608
Material pulverulento (%)	NBR 16973:2021	0,52
Teor de argila e materiais friáveis (%)	NBR 7218:2010	0,79

O agregado graúdo utilizado é comercialmente conhecido como brita 2. Este agregado é de origem basáltica, oriundo de mineração localizada na região de Porto Alegre/RS. A Tabela 3.10 apresenta os resultados da caracterização do agregado graúdo.

Tabela 3.10 – Caracterização do agregado graúdo

Propriedades avaliadas	Método de ensaio	Resultados
Dimensão máxima (mm)	NBR 17054:2022	25
Massa específica (kg/m ³)	NBR 16917:2021	2794,68
Massa unitária (kg/m ³)	NBR 16972:2021	1661,27
Absorção de água (%)	NBR 16917:2021	1,03

Os traços utilizados nesta pesquisa foram definidos para as classes de resistência à compressão de concretos de 20 e 30 MPa, ambas contempladas na NBR 6118 (ABNT, 2014) para utilização em elementos estruturais de concreto armado, conforme apresentado na Tabela 3.11, utilizando CP V - ARI RS, areia natural grossa e brita 2. As concretagens foram feitas utilizando os mesmos materiais, procedimentos de execução e mão de obra. Em todas as concretagens foi feito o controle tecnológico do concreto, através do ensaio de abatimento e resistência à compressão.

Tabela 3.11 – Traços (em massa) dos concretos

Concreto	Consumo de cimento (kg/m³)	Traço unitário			
		Cimento	Areia	Brita	Relação a/c
C20	292,78	1	2,9	3,6	0,66
C30	452,52	1	1,6	2,4	0,47

Para cada concretagem realizada, foi feito o ensaio de abatimento de tronco de cone (*slump test*) especificado em 140 ± 20 mm, seguindo as recomendações da NBR 16889 (ABNT, 2020). Para realização do ensaio de resistência à compressão uniaxial foram produzidos 3 corpos de prova em cada concretagem e ensaiados conforme as recomendações da NBR 5739 (ABNT, 2018). Para as concretagens de combinações que seriam expostas a altas temperaturas, também foram moldados corpos de prova para controle da resistência à compressão do concreto após a exposição térmica.

Os corpos de prova foram moldados no Laboratório de Materiais e Tecnologia do Ambiente Construído (LAMTAC-NORIE/UFRGS), em fôrmas cilíndricas metálicas com as seguintes dimensões: 100 mm de diâmetro e 200 mm de altura, seguindo as recomendações da NBR 5738 (ABNT, 2016). As fôrmas foram preenchidas em 2 camadas sendo o concreto adensado a cada camada, com 14 golpes de um bastão metálico. Posteriormente, os corpos de prova foram mantidos cobertos por uma lona plástica por um período de 24 horas e após este período foram desformados e levados para uma sala climatizada para o processo de cura úmida ($UR > 95\%$ e temperatura de $23 \pm 2^\circ\text{C}$) até a idade de 28 dias. Para a ruptura dos corpos de prova foi utilizada uma prensa EMIC com capacidade para 2000 kN disponível no LAMTAC-NORIE/UFRGS (Figura 3.9). A Tabela 3.12 mostra os resultados médios do ensaio.

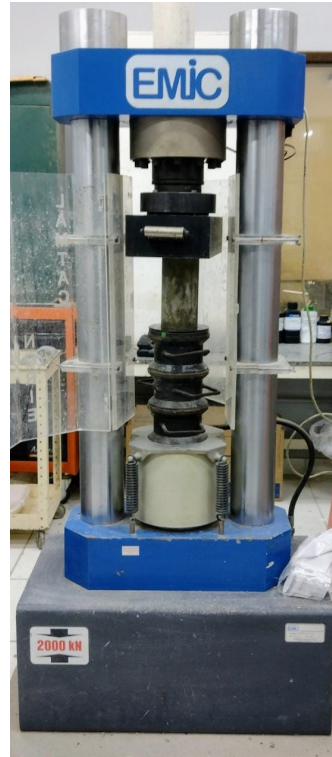


Figura 3.9 – Teste de resistência à compressão uniaxial do concreto

Tabela 3.12 – Resistência à compressão média dos concretos utilizados na moldagem dos corpos de prova de arrancamento, aos 28 dias

Combinações	Abatimento (mm)	Resistência à compressão média (MPa)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)
C20-8G	140	23,2	0,91	3,92
C20-12G	140	23,2	0,91	3,92
C20-8Gg	140	20,8	0,95	4,55
C20-12Gg	130	23,8	0,17	0,70
C20-8B	145	22,6	0,48	2,14
C20-12B	145	22,6	0,48	2,14
C30-8G	145	33,3	0,77	2,30
C30-12G	145	33,3	0,77	2,30
C30-8Gg	140	30,3	0,42	1,38
C30-12Gg	130	32,4	0,76	2,35
C30-8B	125	30,8	0,32	1,03
C30-12B	125	30,8	0,32	1,03
C30-12G-60C	120	34,3	1,95	5,69
C30-12Gg-60C	120	34,3	1,95	5,69
C30-12B-60C	120	34,3	1,95	5,69
C30-12G-120C	120	33,9	1,61	4,75
C30-12Gg-120C	120	33,9	1,61	4,75
C30-12B-120C	120	33,9	1,61	4,75

3.4 MOLDAGEM E CURA DOS CORPOS DE PROVA PARA O ENSAIO DE ARRANCAMENTO

Os testes de arrancamento direto (*pull-out tests*) têm sido amplamente utilizados na avaliação do comportamento aderente entre o concreto e a armadura. Isso se deve principalmente à facilidade para a realização do ensaio. Para realizar a moldagem e cura dos corpos de prova foi utilizada a infraestrutura disponível nas dependências do LAMTAC-NORIE/UFRGS em ambiente controlado a 23 ± 2 °C e UR de $50 \pm 10\%$.

Conforme a ASTM D7205/D7205M-06:2016, em ensaios de tração de armaduras poliméricas, o posicionamento do material compósito diretamente nas garras da máquina do ensaio exerce grande pressão na armadura e, ao aplicar a força axial pode ocorrer o esmagamento da armadura e a falha no teste. Por isso, é necessário realizar a colocação de um dispositivo de ancoragem na extremidade da armadura a ser tracionada.

Seguindo as recomendações normativas da ASTM D7205/D7205M-06:2016, foram utilizados tubos metálicos Schedule 40, de diâmetro nominal 3/4" (diâmetro externo de 26,7 mm, espessura de 2,87 mm e diâmetro interno de 20,96 mm) para o sistema de ancoragem. O preenchimento do espaço entre o tubo metálico e as barras poliméricas foi feito com um adesivo estrutural à base de resina epóxi. Na Figura 3.10, podem ser observadas algumas barras posicionadas sobre um gabarito durante a preparação do sistema de ancoragem. Depois da preparação do sistema de ancoragem nas barras, foram moldados corpos de prova (CPs) para o ensaio de arrancamento direto, conforme as recomendações da ASTM D7913/D7913M-14:2020.



Figura 3.10 – Ancoragem das barras de FRP

As fôrmas utilizadas na moldagem dos CPs foram confeccionadas com chapas de compensado plastificado de 17,0 mm de espessura. A geometria da forma permite moldar um cubo de concreto com arestas de 200 mm e há um furo central nas paredes laterais da fôrma, para permitir que a armadura a atravesse, uma vez que a norma ASTM D7913/D7913M-14:2020 especifica que

a armadura do CP amostral deverá ter as suas extremidades expostas, pois durante o ensaio, a extremidade com o maior comprimento é carregada através de uma força ou deslocamento, enquanto a extremidade livre é monitorada quanto ao escorregamento em relação ao concreto.

Para atenuar o efeito de compressão longitudinal que se manifesta durante o ensaio de arrancamento, a norma ASTM D7913/D7913M-14:2020 estabelece que o CP deve dispor de uma região não aderente na zona de contato com a placa de apoio, mantendo um comprimento aderente (l_b) de cinco vezes o diâmetro (d_b) da barra. Para as configurações testadas nesta tese, a região do comprimento aderente, apresentou um comprimento de cinco vezes o diâmetro da barra. A região não aderente foi envolvida com um tubo de PVC. A Figura 3.11 mostra uma representação com a geometria dos corpos de prova que foram ensaiados.

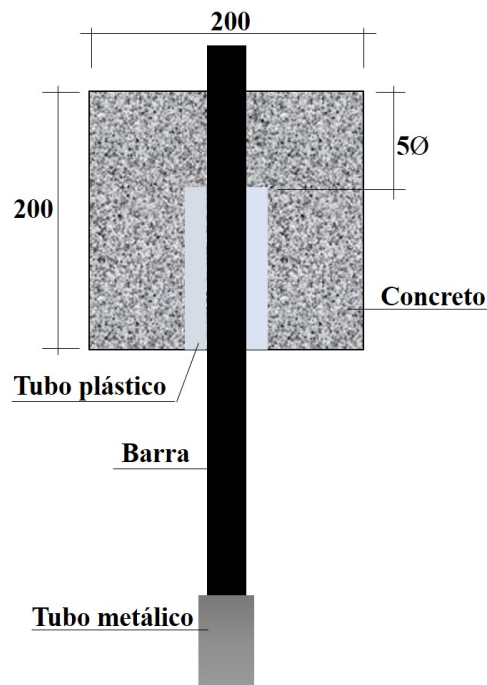


Figura 3.11 – Geometria dos corpos de prova

Após a preparação das fôrmas com o posicionamento das barras, preparação do trecho não aderente e, aplicação de desmoldante, conforme mostrado na Figura 3.12 foi realizada a concretagem.

A concretagem foi feita em duas camadas, sendo que em cada uma o concreto foi adensado com 25 golpes de um bastão metálico e a superfície foi regularizada com colher de pedreiro (Figura 3.13). Posteriormente, os CPs foram mantidos cobertos com uma lona plástica por um período de 72 horas e após este período foram desformados, uma vez que o concreto se encontrava no estado endurecido. Em seguida, as amostras foram acondicionadas na câmara úmida do LAMTAC-NORIE/UFRGS, que mantém umidade relativa maior que 95% e temperatura de $23 \pm 2^\circ\text{C}$. Os CPs permaneceram na câmara por 28 dias, idade em que ocorreu a realização dos



Figura 3.12 – Fôrmas

ensaios de arrancamento.



Figura 3.13 – Concretagem

3.5 PROCEDIMENTO DE AQUECIMENTO DOS CORPOS DE PROVA DE ARRANCAMENTO

O procedimento de aquecimento utilizado nesta tese foi baseado na metodologia adotada por autores como Hamad *et al.* (2017) e Li *et al.* (2017).

Na pesquisa de Hamad *et al.* (2017), para avaliar o efeito da temperatura na aderência, após a cura dos corpos de prova de arrancamento direto, estes foram aquecidos em um forno elétrico permitindo que o ar quente circulasse no forno até atingir a temperatura alvo requerida. Foi aplicado um revestimento isolante térmico no comprimento exposto das barras de FRP antes do aquecimento, a fim de protegê-las do aquecimento direto que pode danificar as barras poliméricas. Após o resfriamento dos corpos de prova no ar do laboratório, foi preparada a ancoragem com tubo de aço na extremidade a ser carregada da barra de FRP e o preenchimento do tubo foi realizado com resina epóxi.

Para a avaliação da aderência considerando o efeito da temperatura, na pesquisa de Li *et al.* (2017) após a cura de 28 dias, os corpos de prova foram colocados em um forno de alta temperatura para tratamento térmico. Após tratamento a altas temperaturas e resfriamento até a temperatura ambiente, os corpos de prova foram removidos do forno. Foi realizada a ancoragem com tubo metálico na extremidade a ser carregada e o preenchimento foi feito com resina epóxi. Os testes de arrancamento foram realizados após a cura da resina epóxi.

Os corpos de prova contemplados no programa experimental desta tese envolvendo aquecimento foram moldados com a inserção de termopares tipo K na interface barra-concreto. É possível observar na Figura 3.14 a preparação das fôrmas com o termopar acoplado na região da interface antes da concretagem.



Figura 3.14 – Termopares posicionados na interface barra-concreto

Após a cura de 28 dias, os corpos de prova foram aquecidos no forno elétrico do Grupo de Mecânica Aplicada (GMAp/UFRGS). O forno possui um orifício que permitiu a passagem da armadura para o seu exterior, de forma o trecho a ser carregado da barra polimérica ficou fora da região do aquecimento. As regiões da barra sem cobertura de concreto, em contato com as

altas temperaturas, foram isoladas termicamente com manta de fibra cerâmica, que é um material resistente às altas temperaturas de exposição para não danificar a barra polimérica.

A taxa de aquecimento do forno era de 27 °C/min, sendo que os corpos de prova foram submetidos ao aquecimento até a temperatura desejada, permanecendo nesta faixa de temperatura por pelo menos 1 hora para alcançar uma distribuição uniforme do calor através do concreto. A leitura da temperatura nos termopares foi feita com o auxílio de um multímetro. É possível ver na Figura 3.15 o forno com um corpo de prova no seu interior, assim como o multímetro utilizado para aferir a temperatura na interface.



Figura 3.15 – Corpo de prova dentro do forno e leitura da temperatura na interface com o auxílio do multímetro

Posteriormente, o aquecimento foi interrompido e aguardou-se pelo resfriamento natural dentro do forno. Os corpos de prova foram então posicionados na máquina de ensaio universal descrita no item subsequente e foi realizado o ensaio de arrancamento.

Para avaliar a resistência à compressão do concreto da classe C30 exposto a temperaturas, foram colocados corpos de prova cilíndricos no forno, os quais permaneceram sob aquecimento pelo mesmo período que os corpos de prova para o ensaio de arrancamento. Após o resfriamento, foi determinada a resistência à compressão conforme a NBR 5739 (ABNT, 2018) e os resultados são mostrados na Tabela 3.13 (60 °C) e Tabela 3.14 (120 °C), estando em conformidade com a redução obtida por outros autores como Hlavička (2017), Li *et al.* (2017) e Solyom *et al.* (2020).

Tabela 3.13 – Efeito da temperatura de 60 °C na resistência à compressão do concreto C30

Combinações	Temperatura de exposição (°C)	Resistência à compressão média (MPa)	Redução da resistência (%)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)
C30-12G C30-12Gg C30-12B	23	34,30	-	1,95	5,69
C30-12G-60C C30-12Gg-60C C30-12B-60C	60	31,72	7,52	2,09	6,58

Tabela 3.14 – Efeito da temperatura de 120 °C na resistência à compressão do concreto C30

Combinações	Temperatura de exposição (°C)	Resistência à compressão média (MPa)	Redução da resistência (%)	Desvio padrão	Coefficiente de variação (%)
C30-12G C30-12Gg C30-12B	23	33,90	-	1,61	4,75
C30-12G-120C C30-12Gg-120C C30-12B-120C	120	29,57	12,77	2,90	9,82

3.6 ENSAIOS DE ARRANCAMENTO

Os testes de arrancamento foram realizados no LAMTAC-NORIE/UFRGS, utilizando uma Máquina Universal de Ensaio INSTRON/EMIC, com capacidade para 200 kN. Para este teste foram moldados três corpos de prova para cada combinação e ensaiados aos 28 dias de idade do concreto, totalizando trinta e seis testes. Os testes foram realizados aplicando uma carga na extremidade de maior comprimento da barra de FRP a uma velocidade do cabeçote da máquina de teste de 1,3 mm/min, de acordo com recomendações da ASTM D7913/D7913M-14:2020. Para a realização dos testes de arrancamento, o cubo de concreto foi posicionado na parte superior da máquina, permanecendo imóvel durante o ensaio. A Figura 3.16 apresenta um corpo de prova posicionado no equipamento durante o teste.

Para a medição do escorregamento na interface, foi acoplado na extremidade livre da barra um LVDT (*Linear Variable Differential Transformer* - Transdutor de Deslocamento Variável Linear), que fez a leitura em incrementos de 0,01 mm. Além do escorregamento registrado pelo LVDT, a máquina registrou a evolução da força ao longo do ensaio.

A tensão de aderência média foi calculada com base na força registrada no ensaio experimental, diâmetro da barra e comprimento aderente, conforme a Equação (3.6):



Figura 3.16 – Corpo de prova posicionado na máquina de ensaio universal

$$\tau_{med} = \frac{F}{\pi d_b l_b} \quad (3.6)$$

Onde: τ_{med} é a tensão de aderência em função do escorregamento (MPa); F é a força de tração (N); d_b é o diâmetro da armadura (mm) e l_b é o comprimento aderente (mm).

Os resultados obtidos nos ensaios de arrancamento foram submetidos à Análise de Variância (ANOVA), para um nível de significância de 5% no software *SPSS Statistics*.

4 MODELO NUMÉRICO DO COMPORTAMENTO ADERENTE

Nesta seção será feita uma descrição da modelagem do comportamento mecânico da interface armadura-concreto. São apresentadas as escalas de modelos de interface que podem ser implementação via Método dos Elementos Finitos (MEF) e o modelo adotado nesta tese, incluindo a formulação utilizada e os parâmetros aplicados.

4.1 MODELOS DO COMPORTAMENTO TENSÃO - ESCORREGAMENTO

A análise através do MEF permite modelar o comportamento aderente em três diferentes escalas, isto é, escala das nervuras (*rib-scale*), escala da barra (*bar-scale*) ou escala do membro estrutural (*member-scale*), as quais podem ser observadas na Figura 4.1 (COX; HERRMANN, 1998; LI, 2010).

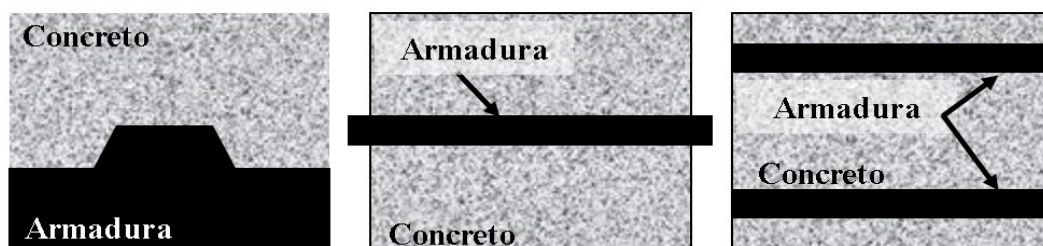


Figura 4.1 – Escalas para modelagem da aderência armadura-concreto: escala das nervuras, escala da barra e escala do membro estrutural, da esquerda para a direita (adaptada de Cox e Herrmann, 1998)

Os modelos na escala das nervuras buscam representar a interação entre o concreto e a armadura, modelando explicitamente a geometria da forma mais refinada possível, incluindo nervuras e deformações, o que, por consequência, aumenta o custo computacional. Também é fundamental que haja uma definição adequada das leis constitutivas do concreto e armadura. Como trata-se de uma representação da aderência em nível microscópico, outras definições, como condições de contato, zona de transição armadura-concreto e fases do concreto (pasta de cimento e agregado) também podem ser implementadas no modelo (DAOUD *et al.*, 2013; JAKUBOVSKIS e KAKLAUSKAS, 2019; OZBOLT e ELIGEHAUSEN, 1992; LAGIER *et al.*, 2016).

Os modelos em escala de barra fornecem uma caracterização do comportamento aderente de forma intermediária, isto é, a armadura e o concreto são modelados como elementos contínuos e não é feita a discretização das nervuras ou deformações da armadura (SEOK *et al.*, 2018).

Uma lei de tensão-escorregamento é aplicada nos elementos de interface coesiva inseridos entre o concreto e a armadura para caracterizar os efeitos da interação mecânica. Consiste em uma modelagem adequada para capturar os diferentes mecanismos de aderência, também é de simples implementação em um modelo de elementos finitos para a análise de membros estruturais e as operações possuem baixo custo computacional. Cox (1999) relata que é possível implementar a tensão circunferencial ao redor da barra através da dilatação radial e, portanto, o modelo pode simular as fissuras longitudinais no concreto adjacente, o que leva a falha por fendilhamento, além disso, outros modelos na escala da barra desenvolvidos por Rehm (1961) e Eligehausen *et al.* (1983) também conseguem simular a ruptura por arrancamento.

Para simular a aderência em elementos como vigas e pilares, o modelo na escala do membro estrutural pode ser usado, consistindo em uma avaliação macroscópica do comportamento da interface armadura-concreto. Neste modelo, os membros são modelados com elementos de barra e uma mola é posicionada na interface pilar-fundação ou pilar-viga, por exemplo, para simular as deformações associadas ao escorregamento da armadura e diminuição da tensão de aderência (COSENZA *et al.*, 1995, 1997; SEOK *et al.*, 2018).

Os primeiros modelos foram desenvolvidos para simular o comportamento da interface aço-concreto. No entanto, o surgimento de novos materiais para armar estruturas, torna esses modelos inadequados para as armaduras de FRP, conforme já discutido na fundamentação teórica.

Neste trabalho, foi feita a implementação de um modelo computacional bidimensional, na escala de barra, para obtenção de parâmetros de aderência para os casos contemplados no programa experimental.

Para esta tese, adotou-se como modelo principal o proposto por Rolland *et al.* (2020) que possui sete parâmetros: α , β , s_0 , τ_0 , τ_∞ , τ_1 e s_1 . A tensão de aderência máxima (τ_1) e o escorregamento correspondente (s_1) são obtidos experimentalmente através do ensaio de arrancamento, e os demais parâmetros devem ser obtidos através de um processo de otimização, o qual é detalhado a seguir.

4.2 PROBLEMA DE OTIMIZAÇÃO

Otimizar consiste em encontrar a melhor solução dentre as soluções possíveis (CHAPRA; CANALE, 2011; ANTONIOU; LU, 2007). Conforme Haddad *et al.* (2017), a otimização consiste em buscar no espaço de decisão, que contém no conjunto de todas as soluções possíveis, a solução ótima. Assim, o objetivo de resolver um problema de otimização é encontrar uma solução no espaço de decisão cujo valor da função objetivo seja o melhor entre todas as soluções

possíveis. O estudo de problemas de otimização é um tema cada vez mais atual e isto se deve a quantidade de aplicações que podem ser realizadas em diferentes campos da ciência, tais como engenharia e estatística, por exemplo.

Para determinar a melhor solução como forma de obtenção dos parâmetros de modelos tensão-escorregamento, utilizou-se um processo de otimização a partir de um algoritmo com abordagem metaheurística. De acordo com Oftadeh *et al.* (2010), os métodos heurísticos de otimização que podem ser implementados computacionalmente são chamados de metaheurísticos, e fundamentam-se na ideia de que a busca pela melhor solução simula, de fato, o comportamento de um sistema biológico ou a evolução de um fenômeno natural, incluindo um mecanismo intrínseco de otimização.

Os métodos metaheurísticos são indicados para encontrar regiões promissoras no espaço de pesquisa com um baixo esforço computacional e tendem a ter um bom desempenho na maioria dos problemas de otimização (GONZALEZ, 2007; YANG, 2010a; KAVEH, 2017). Conforme Haddad *et al.* (2017), os algoritmos contêm operações iterativas ou etapas de parada, definidas quando um critério de convergência é atingido.

Diante da eficácia deste tipo de método mencionada pela literatura, foi selecionado para realizar a otimização dos dados desta tese o *Whale Optimization Algorithm* (WOA) ou Algoritmo de Otimização da Baleia, proposto por Mirjalili e Lewis (2016), sendo elaborado a partir de uma abordagem metaheurística baseada no comportamento de caça das baleias jubarte, denominado método de alimentação com rede de bolhas (*bubble-net feeding method*) o qual está representado na Figura 4.2. Conforme Mirjalili e Lewis (2016), nessa estratégia as baleias procuram as suas presas, de forma aleatória, e quando encontram, as atacam criando bolhas e direcionando-se às mesmas na forma de espiral.



Figura 4.2 – Comportamento de caça da baleia jubarte com rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)

No processamento do WOA, deve ser definida a quantidade de agentes de busca (baleias) para

determinar a melhor solução, assim como o número de iterações. O funcionamento do WOA é baseado em três operadores, isto é: operador de presas circundantes, operador de ataque por rede de bolhas e operador de busca pela presa.

O operador de presas circundantes serve para os agentes de busca (baleias) identificarem a posição de suas presas e cercá-las. Como ainda não se conhece a solução ótima, o algoritmo define um agente de busca para ir em busca de um alvo, enquanto os outros agentes de pesquisa vão atualizando suas posições em relação a este alvo. O mecanismo responsável por imitar o movimento muito próximo de uma espiral durante o ataque das baleias, consiste no operador de ataque por rede de bolhas, que segundo Mirjalili e Lewis (2016), apresenta dois mecanismos básicos: o encolhimento envolvente e a posição de atualização em espiral, responsáveis pela atualização dos candidatos da população. No mecanismo de encolhimento envolvente, as possíveis posições (X, Y) que um agente de busca pode atingir no intervalo $0 \leq A \leq 1$ considerando um espaço 2D, durante as iterações em direção a solução ótima (X^*, Y^*) são mostradas na Figura 4.3. Para o mecanismo de posição de atualização em espiral, é realizado o cálculo da distância entre a baleia (X, Y) e a melhor presa (X^*, Y^*) , conforme o movimento em forma de hélice das baleias jubarte mostrado na Figura 4.4. Já no operador de busca pela presa, os agentes de busca procuram aleatoriamente suas presas de acordo com a posição independente umas das outras, permitindo que o algoritmo WOA execute uma pesquisa global.

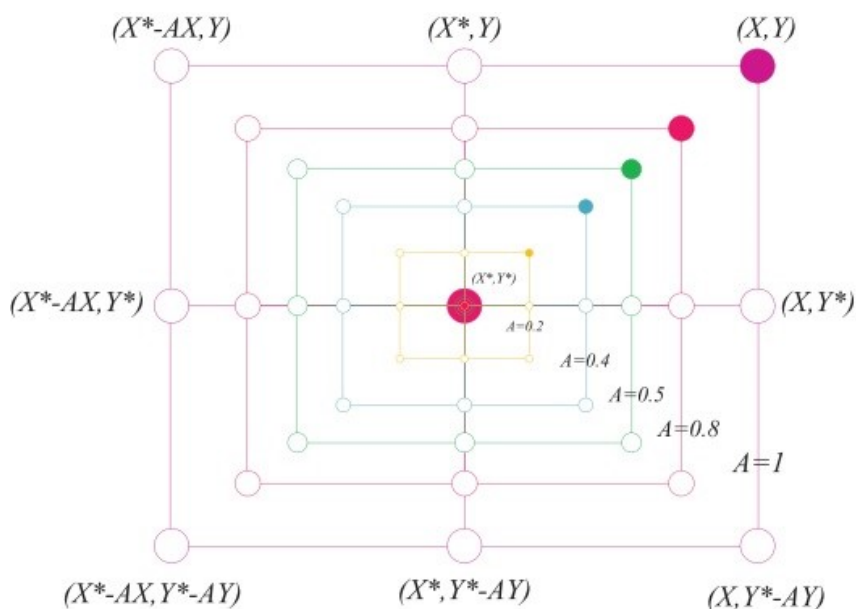


Figura 4.3 – Mecanismo de encolhimento envolvente do operador de ataque por rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)

O algoritmo inicia o seu processo de busca formando um conjunto de possíveis soluções e, posteriormente, seus três operadores vão ajustando estas soluções, repetindo o processo até satisfazer o critério de parada, obtendo-se assim a solução ótima.

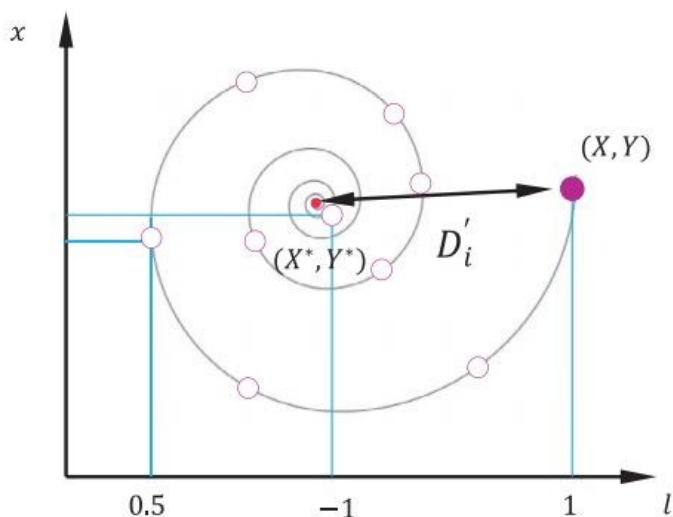


Figura 4.4 – Mecanismo de atualização da posição em espiral do operador de ataque por rede de bolhas (MIRJALILI; LEWIS, 2016)

Para o ajuste dos dados experimentais ao modelo matemático, utilizou-se uma função objetivo. A função objetivo é uma expressão matemática em função das variáveis de projeto que descreve o critério de otimização para o projeto, isto é, a minimização ou maximização (NOCEDAL; WRIGHT, 2006). Neste sentido, a melhor solução para os parâmetros foi determinada através do método dos mínimos quadrados, minimizando a função objetivo descrita na Equação (4.1). Conforme Yang (2010b) no processamento de dados, o método dos mínimos quadrados busca minimizar a soma dos resíduos ou diferenças entre os valores estimados (por modelos matemáticos) e os valores provenientes de dados experimentais.

$$Obj = \sum_{i=1}^n \left(\tau(i)_{\text{exp}} - \tau(i)_{\text{mod}} \right)^2 \quad (4.1)$$

Onde: τ_{exp} é a tensão de aderência obtida experimentalmente, τ_{mod} corresponde a tensão de aderência obtida pelo modelo e n é o número de pontos experimentais extraídos de uma curva.

A partir de tentativas de otimização, foram definidos no algoritmo WOA 300 agentes de busca e 100 iterações para obter a melhor solução para os parâmetros. Ainda, foram declaradas as variáveis de projeto, que consistem nos parâmetros sujeitos a serem modificados durante o processo de otimização e que definem as características do modelo analisado. Nesta tese as variáveis de projeto inseridas no algoritmo para o modelo de Rolland *et al.* (2020) foram: $x(1) = s_0$, $x(2) = \tau_0$, $x(3) = \tau_{\infty}$, $x(4) = \alpha$ e $x(5) = \beta$. Em relação as restrições, que consistem nas limitações aplicadas à função objetivo, isto é, definiu-se o intervalo de valores que as variáveis de projeto estariam enquadradas. Para tal definição, levou-se em consideração os valores encontrados na identificação de parâmetros de Rolland *et al.* (2020). Cabe comentar que em alguns casos, a ruptura leva a uma inclinação acentuada da curva na fase pós pico, por consequência, nestes

casos o parâmetro τ_{∞} resulta em um valor negativo, o que indica ausência de tensão residual.

Ao iniciar o processamento, o algoritmo WOA fornece um conjunto de soluções aleatórias. Em cada iteração, os agentes de pesquisa atualizam suas posições em relação a um agente de pesquisa escolhido aleatoriamente ou à melhor solução obtida até o momento, alcançando assim os parâmetros do modelo. Após a obtenção dos parâmetros, foi feita a implementação da lei constitutiva no programa Metafor, a qual é descrita na sequência, para realizar uma solução em elementos finitos empregando os parâmetros obtidos pelo algoritmo WOA e a solução numérica foi comparada com o resultado experimental para cada caso analisado.

4.3 PROGRAMA METAFOR

Neste trabalho foi empregado o programa Metafor para obtenção das simulações numéricas. Este programa emprega o método de Newton-Raphson para a solução de problemas não lineares e permite o tratamento de grandes deformações e grandes deslocamentos/rotações. A linguagem de programação é o Fortran 77.

Para determinar a tensão na interface armadura-concreto no Metafor, a implementação do modelo numérico no programa foi baseada na abordagem de interface coesiva (*Cohesive Zone Model – CZM*), na qual são dispostos elementos virtuais de conexão (como molas) na região de interface entre os elementos finitos volumétricos do concreto e da barra de FRP. A implementação ocorreu em duas sub-rotinas, denominadas Fracture e Fracture2, as quais têm a função de processar e calcular as tensões solicitantes nos elementos coesivos da estrutura que está sendo analisada. As principais atribuições da sub-rotina Fracture são:

- a) primeiramente, são lidos os deslocamentos nos nós do elemento coesivo e então são calculados os deslocamentos nos pontos de Gauss do elemento;
- b) com base nos dados do passo anterior, são determinadas as tensões nos pontos de Gauss através da Equação (2.16), a evolução da taxa de dano e as propriedades dos materiais são atualizadas;
- c) por fim, obtêm-se as forças coesivas nos nós e os valores são somados ao vetor global de forças internas.

Já a sub-rotina Fracture2 calcula a matriz de rigidez do elemento coesivo por perturbação numérica. No decorrer do processo iterativo incremental é feita uma atualização dos coeficientes da matriz de rigidez influenciados por elementos coesivos, até que o problema esteja em equilíbrio.

4.4 IMPLEMENTAÇÃO DO MODELO CONSTITUTIVO

A lei de tensão-escorregamento do modelo de interface coesiva (CZM) é expressa na Equação (4.2).

$$\begin{Bmatrix} t_n \\ t_s \\ t_t \end{Bmatrix} = (1 - D) \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{ns} & K_{nt} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{st} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{Bmatrix} \quad (4.2)$$

Onde: t_n , t_s e t_t correspondem respectivamente às tensões normais ao plano da interface (modo n: abertura) e às tensões de cisalhamento no modo s (fora do plano) e modo t (no plano); δ_n , δ_s e δ_t são os deslocamentos associados a cada modo correspondente; D é a variável de dano, variando de 0 (nenhum dano) a 1 (falha local); $[K]$ é a matriz de rigidez coesiva.

Como o modo dominante do comportamento da aderência entre a armadura e o concreto é definido através das tensões de cisalhamento no plano, a lei constitutiva da interface foi reescrita de maneira simplificada, conforme a Equação (4.3) unidimensional, a qual foi implementada no programa Metafor.

$$\tau(s) = (1 - D)K_t s \quad (4.3)$$

Onde: $\tau(s)$ é a tensão tangencial t_t , s é o escorregamento δ_t e K_t é o coeficiente de rigidez K_{tt} na Equação (4.2).

$\tau(s)$ é calculada com base na expressão apresentada na Equação (2.16). Na implementação, primeiramente, os parâmetros s_0 , τ_0 , τ_∞ , α e β obtidos pelo procedimento de otimização no algoritmo WOA, assim como τ_1 e s_1 , são inseridos nas sub-rotinas do programa Metafor. Posteriormente, é feito o cálculo do coeficiente de rigidez K_t pela Equação (4.4), que é a relação entre a tensão tangencial analítica e o deslocamento tangencial.

$$K_t = \frac{d\tau(s)}{ds} \quad (4.4)$$

Pode-se então calcular o dano da interface pela Equação (4.3).

A partir das tensões que são calculadas nos pontos de Gauss dos elementos de interface, através de integração numérica, são obtidas forças nodais (F) de aderência.

Para a determinação da tensão de aderência média na interface em função do escorregamento $\tau(\text{med})$, foi utilizada a Equação (4.5), que é a relação da força de aderência pela área aderente.

$$\tau_{\text{med}} = \frac{F}{\pi d_b l_b} \quad (4.5)$$

Onde: τ_{med} é a tensão de aderência média em função do escorregamento (MPa); F é a força de tração (N); d_b é o diâmetro da armadura (mm) e l_b é o comprimento aderente (mm).

O concreto e a barra de FRP foram modelados por elementos volumétricos bi-lineares e são considerados elástico-lineares. Assim, toda a não linearidade do problema fica restrita na zona coesiva.

4.5 IMPLEMENTAÇÃO DA ZONA COESIVA

Para este trabalho, utilizou-se um modelo discreto de fratura. A implementação do modelo numérico foi realizada através do método de elemento de interface a partir da abordagem de interface coesiva (*Cohesive Zone Model – CZM*), que considera a modelagem da aderência entre o concreto-armadura através de elementos virtuais de conexão, dispostos entre as superfícies dos elementos finitos.

O modelo CZM (DUGDALE, 1960; BARENBLATT, 1962; HILLERBORG *et al.*, 1976) é uma ferramenta comum para a simulação de fraturas discretas, possuindo uma espessura inicial nula e representando uma zona de dano que se desenvolve na região da ponta de uma trinca (no caso presente, na interface armadura-concreto), permitindo analisar e modelar os processos de falha que levam à dissipação de energia.

Para especificar a região da interface coesiva é preciso dividir o domínio da estrutura estudada em pequenos subdomínios, isto é, realizar a discretização em elementos finitos da malha. Com isso, determinados nós da interface de cada elemento são interligados por meio de tensões coesivas.

4.5.1 Caso 2D

É possível observar na Figura 4.5 a representação de uma interface coesiva entre dois elementos finitos volumétricos, sendo que “n” e “t” correspondem às direções normal e tangencial à interface coesiva, respectivamente. O elemento de interface contém quatro nós que são definidos no sentido horário. Neste caso ilustrativo, as coordenadas dos nós 1 e 4, e também dos nós 2 e 3, coincidem. Por meio de leis constitutivas entre o deslocamento aplicado nos elementos e a

tensão solicitante (Equação (2.16)), é possível representar o comportamento aderente.

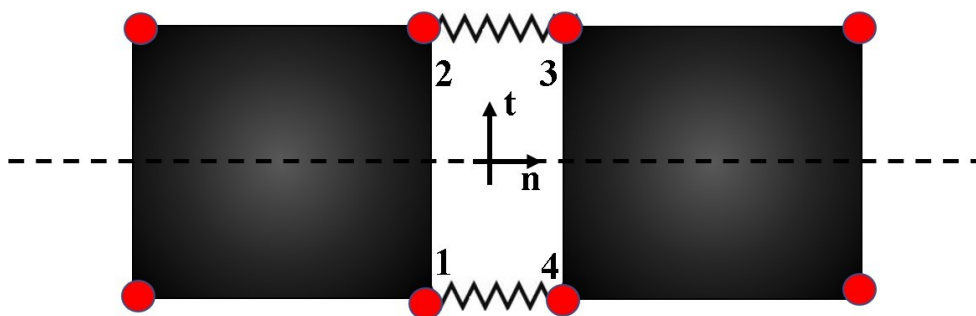


Figura 4.5 – Representação genérica de uma interface coesiva

O Princípio dos Trabalhos Virtuais (PTV), que busca o equilíbrio do problema analisado, foi utilizado para implementar o modelo. O termo entre colchetes trata-se do trabalho interno e foi acrescentado na Equação (4.6) para representar a interface coesiva.

$$\int_{\Omega} \sigma : \left(\frac{\partial \delta U}{\partial x} \right) dV + \left[\int_{\Gamma^T} \tau \delta s dS \right] = \int_{\Omega} B \delta U dV + \int_{\Gamma^F} P \delta U dS \quad (4.6)$$

Onde: U representa os deslocamentos ao longo do volume corpo Ω ; P é o vetor de forças aplicadas no contorno Γ^F ; B são as forças de volume; σ consiste nas tensões de Cauchy; δ é uma variação arbitrária e virtual; τ é o vetor de tensões coesivas, aplicadas no contorno Γ^T da interface armadura-concreto (Figura 4.6); s contém o deslocamento tangencial da interface entre os elementos volumétricos que compartilham a mesma interface.

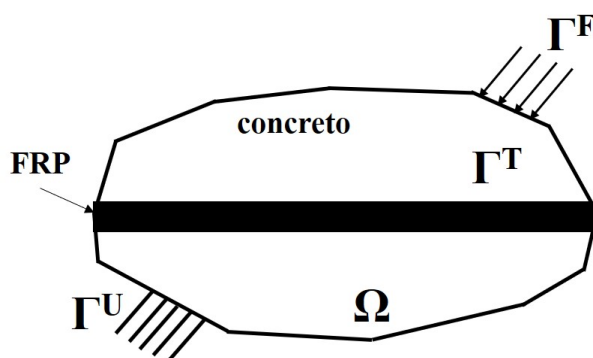


Figura 4.6 – Corpo em estudo

Define-se que o contorno externo do corpo é constituído por duas componentes, isto é $\Gamma = \Gamma^U + \Gamma^F$, em que Γ^U consiste no contorno onde são impostos os deslocamentos prescritos e restrições, e no contorno Γ^F são aplicadas as forças.

O PTV estabelece que o trabalho total realizado por todas as forças que atuam em um sistema em equilíbrio é zero para qualquer deslocamento virtual. Desta forma, a Equação (4.6) do PTV pode ser transformada para a Equação (4.7), que representa um sistema de equações não-linear a ser solucionado pelo método de Newton-Raphson.

$$F_{\text{int}} - F_{\text{ext}} = 0 \quad (4.7)$$

Onde: F_{int} são as forças internas que atuam nos nós dos elementos (incluindo as tensões coesivas); F_{ext} são as forças externas que atuam nos nós dos elementos.

5 ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS

Neste capítulo são analisados os resultados obtidos através dos ensaios de arrancamento realizados no programa experimental. São apresentadas as curvas tensão de aderência-escorregamento para cada combinação, indicando o tipo de falha correspondente. Os resultados são analisados levando em conta a influência dos fatores controláveis da pesquisa (classe de resistência à compressão do concreto, tipo de armadura e diâmetro da armadura) no comportamento aderente. Além disso, foram estimados parâmetros relacionados ao modelo numérico de Rolland *et al.* (2020) e feita a simulação numérica dos resultados obtidos no programa experimental desta tese. A obtenção de parâmetros e simulação também foi realizada para casos disponíveis na literatura para elementos com barras mais recentes encontradas no mercado da construção, isto é, BFRP, a temperatura ambiente. Também foram analisados casos oriundos da literatura com barras de GFRP expostos a temperaturas. Os resultados da literatura são analisados e discutidos no Apêndice A.

Durante o ensaio foi aplicada uma força de tração na armadura com o elemento de concreto fixo, e ao mesmo tempo foi medido o deslocamento relativo na interface entre os materiais. Conforme a armadura escorregou, foi registrada a força suportada na interface e assim pode-se obter a curva com a relação da tensão de aderência versus escorregamento, sendo que o valor médio da tensão foi calculado com base na Equação (5.1).

$$\tau(s) = \frac{F}{\pi d_b l_b} \quad (5.1)$$

Onde: $\tau(s)$ é a tensão de aderência em função do escorregamento (MPa); F é a força de tração (N); d_b é o diâmetro da armadura (mm) e l_b é o comprimento aderente (mm).

Com os resultados experimentais, as análises seguiram através de simulações que se basearam no método dos elementos finitos. Neste sentido, as amostras foram modeladas em 2D e em função da simetria dos CPs, adotou-se uma geometria axissimétrica. Assim, para as simulações numéricas adotou-se uma malha de elementos finitos axissimétrica, de forma que a barra ficou posicionada ao longo do eixo de simetria.

As condições de contorno consistiram em aplicar um deslocamento aos nós da extremidade inferior da barra, enquanto o deslocamento vertical foi bloqueado para os nós dos elementos de concreto que estão em contato com o suporte de reação no ensaio (ver Figura 5.1). Além disso, os nós da armadura posicionados no eixo de simetria foram restringidos na direção horizontal.

As malhas foram criadas com o auxílio do software *Ansys*, sendo que foram gerados arquivos de saída com as coordenadas de cada nó, conectividades dos elementos finitos e condições de contorno. No concreto e armadura foram aplicados elementos finitos quadriláteros bi-lineares. Com os arquivos gerados, foi possível elaborar o arquivo de dados no padrão do programa Metafor.

Os parâmetros α , β , s_0 , τ_0 e τ_∞ do modelo de Rolland *et al.* (2020) foram calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais ao modelo pelo algoritmo de otimização WOA.

As malhas utilizadas na modelagem numérica são mostradas na Figura 5.1. Cabe mencionar que foram testadas malhas com o dobro de elementos em relação às malhas mostradas na Figura 5.1 e não foram encontradas grandes diferenças nos resultados numéricos, portanto, os resultados obtidos são independentes da malha.

As propriedades dos materiais utilizadas nos experimentos e aplicadas na modelagem estão descritas no capítulo 3.

Para todas as barras de FRP foi considerado um coeficiente de Poisson de 0,2 e para o módulo de elasticidade utilizou-se os valores descritos na Tabela 3.6. O módulo de elasticidade do concreto foi estimado através do FIB *Model Code* (2010). Para os CPs da classe C20 obteve-se um módulo de 36,4 GPa, enquanto para os CPs da classe C30 utilizou-se um módulo de 40,3 GPa e, para ambas as classes de resistência, foi considerado um coeficiente de Poisson de 0,2.

A Equação (5.1) também foi utilizada para obter a tensão de aderência média numérica.

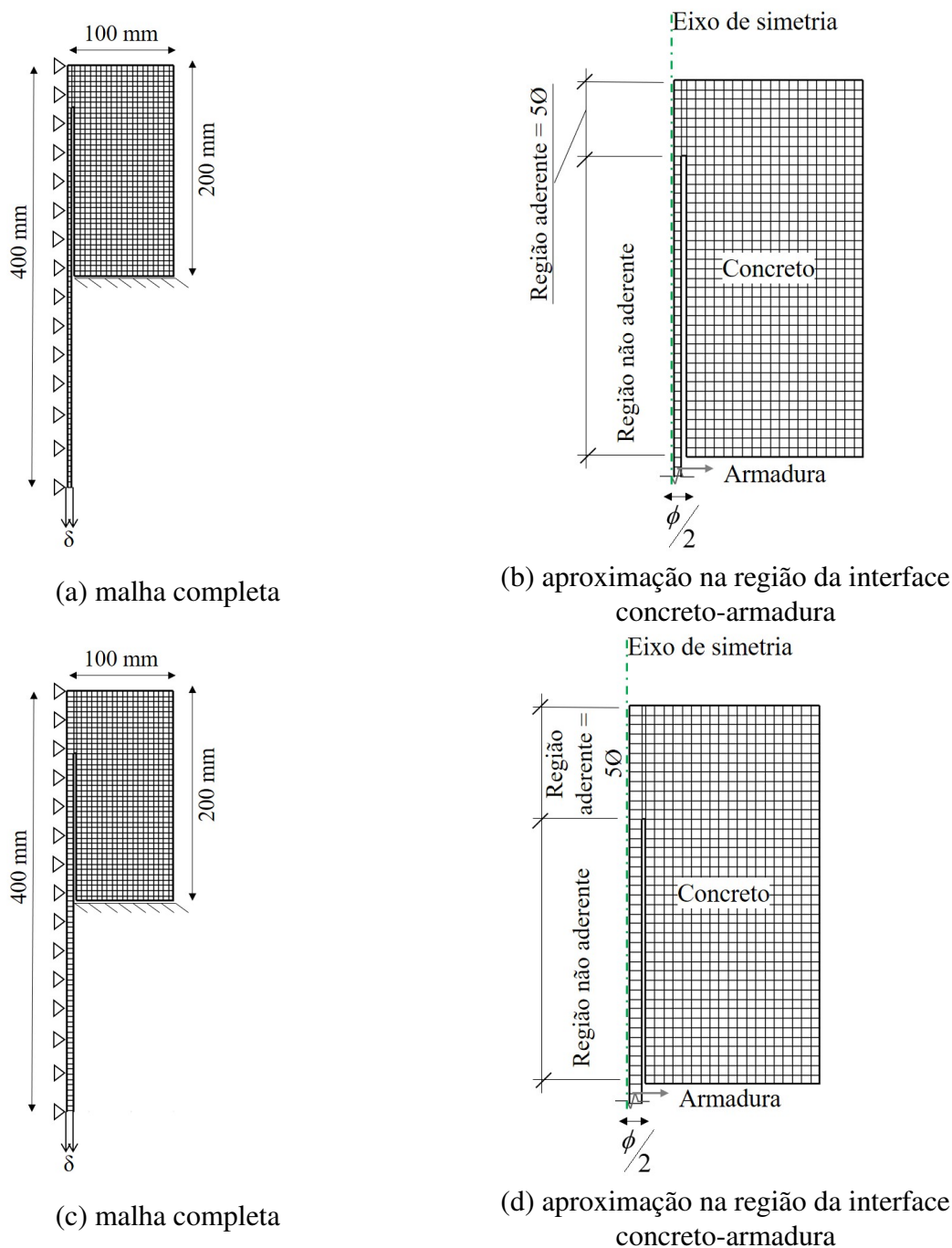


Figura 5.1 – Malhas usadas na modelagem numérica: (a) e (b) combinações com barras de diâmetro 8,0 mm; (c) e (d) combinações com barras de diâmetro 12,5 mm

5.1 CASOS A TEMPERATURA AMBIENTE

Os casos analisados neste item foram ensaiados experimentalmente a temperatura ambiente.

A Tabela 5.1 apresenta os valores da tensão de aderência máxima τ_1 , o escorregamento correspondente s_1 e o modo de ruptura desenvolvido nos testes de arrancamento. Também é apresentado o valor médio da tensão de aderência máxima $\bar{\tau}_1$ e o desvio padrão correspondente para as diferentes combinações avaliadas.

Tabela 5.1 – Resultados experimentais

Combinação	Corpo de prova	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Ruptura	$\bar{\tau}_1$ (MPa)	Desvio Padrão (MPa)
Barras de GFRP						
C20-8G	CP1	8,423	2,4029	pullout	7,58	0,73
	CP2	7,264	1,7484	pullout		
	CP3	7,066	2,9424	pullout		
C20-12G	CP1	10,155	2,5946	pullout	9,88	0,74
	CP2	10,451	1,6619	pullout		
	CP3	9,042	1,8773	pullout		
C30-8G	CP1	7,832	3,0936	pullout	6,69	1,41
	CP2	7,123	1,8663	pullout		
	CP3	5,106	1,8287	pullout		
C30-12G	CP1	12,760	2,58929	pullout	12,71	1,35
	CP2	11,336	2,23214	pullout		
	CP3	14,039	2,2548	pullout		
Barras de GFRPg						
C20-8Gg	CP1	6,016	2,799	pullout	6,16	1,53
	CP2	7,749	3,767	pullout		
	CP3	4,703	3,066	pullout		
C20-12Gg	CP1	12,808	2,875	pullout	12,91	0,09
	CP2	12,968	2,538	pullout		
	CP3	12,957	2,334	pullout		
C30-8Gg	CP1	7,846	3,307	pullout	9,78	2,64
	CP2	8,709	2,830	pullout		
	CP3	12,782	3,273	pullout		
C30-12Gg	CP1	12,893	2,652	pullout	9,82	2,67
	CP2	8,084	3,469	pullout		
	CP3	8,481	2,342	pullout		
Barras de BFRP						
C20-8B	CP1	3,501	4,142	pullout	3,02	0,68
	CP2	2,542	3,280	pullout		
	CP3*	-	-	-		
C20-12B	CP1	25,786	3,638	pullout	23,26	3,45
	CP2	19,331	2,603	pullout		
	CP3	24,663	2,533	pullout		
C30-8B	CP1	5,155	2,688	pullout	6,84	1,94
	CP2	6,413	2,385	pullout		
	CP3	8,954	3,956	pullout		
C30-12B	CP1	25,990	2,960	pullout	22,39	3,19
	CP2	19,905	2,604	pullout		
	CP3	21,268	2,523	pullout		

*Uma falha da máquina ocorreu durante o teste do CP3 e, por este motivo, foi desconsiderado da análise.

5.1.1 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro (GFRP)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de GFRP.

5.1.1.1 Combinação C20-8G

Foi realizada a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos para serem aplicados no modelo numérico são mostrados na Tabela 5.2.

Tabela 5.2 – Parâmetros do modelo numérico C20-8G

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8G	CP1	8,423	2,4029	0,13778	1,2542	4,3488	2,6519	0,32815
C20-8G	CP2	7,264	1,7484	0,11441	0,92285	-9,2152	6,4292	0,044885
C20-8G	CP3	7,066	2,9424	0,3199	4,9206	4,138	8,0142	1,3128

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

A Figura 5.2 mostra as curvas tensão de aderência média versus escorregamento da simulação numérica e teste experimental. Constatou-se que a simulação numérica se ajustou bem ao resultado experimental evidenciando a eficácia do modelo e parâmetros obtidos.

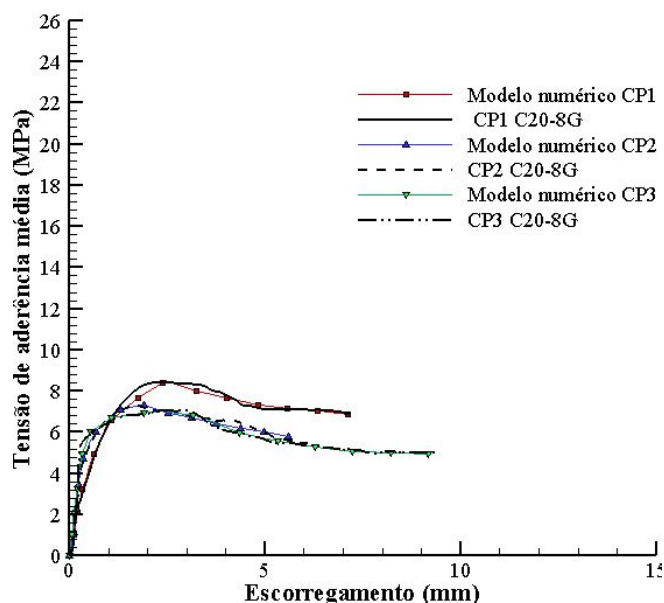


Figura 5.2 – Curvas tensão x escorregamento C20-8G

A ruptura da aderência ocorreu devido ao arrancamento da barra para todos os exemplares testados. Após os testes, os cubos de concreto foram abertos e observou-se que em todos os CPs ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme mostrado na Figura 5.3.



Figura 5.3 – Modo de falha C20-8G

5.1.1.2 Combinação C20-12G

São apresentados na Tabela 5.3 os parâmetros que foram obtidos na otimização do WOA a partir da curva experimental com o modelo analítico.

Tabela 5.3 – Parâmetros do modelo numérico C20-12G

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-12G	CP1	10,155	2,5946	0,246811	0,762359	-35,264	0,92537	0,0184026
C20-12G	CP2	10,451	1,6619	0,0201	1,1364	7,6329	1,7333	0,68438
C20-12G	CP3	9,042	1,8773	0,08142	1,6746	-0,9138	6,3431	0,12321

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

Houve uma ótima concordância dos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental, conforme indicado pelas curvas tensão de aderência média versus escorregamento mostradas na Figura 5.4.

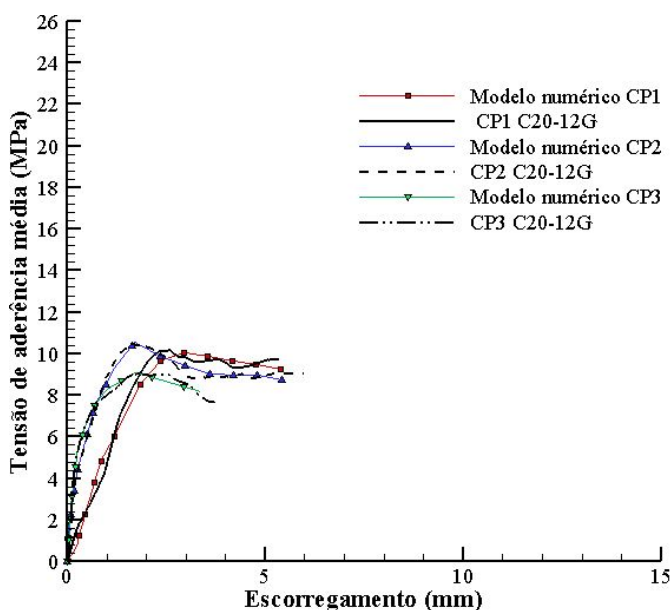


Figura 5.4 – Curvas tensão x escorregamento C20-12G

A ruptura dos CPs ocorreu pelo arrancamento da armadura. Ao final dos testes, as amostras

foram abertas e constatou-se que ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras e falha da superfície externa da barra (Figura 5.5).



Figura 5.5 – Modo de falha C20-12G

5.1.1.3 Combinação C30-8G

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos e aplicados na simulação numérica são mostrados na Tabela 5.4.

Tabela 5.4 – Parâmetros do modelo numérico C30-8G

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-8G	CP1	7,832	3,0936	0,0151	1,3617	2,0583	9,3504	0,32596
C30-8G	CP2	7,123	1,8663	0,1502	1,5388	3,6113	5,3875	0,34573
C30-8G	CP3	5,106	1,8287	0,016988	1,009	3,9356	9,37	2,8072

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

A simulação numérica teve novamente um excelente ajuste aos resultados dos testes experimentais, conforme pode ser observado na Figura 5.6.

A ruptura dos CPs ocorreu pelo arrancamento da armadura. Ao final dos testes, os exemplares foram abertos e verificou-se que ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras na superfície externa das barras, conforme mostra a Figura 5.7.

5.1.1.4 Combinação C30-12G

A partir dos resultados experimentais foram determinados os parâmetros do modelo numérico (Tabela 5.5) pela otimização com o algoritmo WOA.

As curvas tensão-escorregamento são mostradas na Figura 5.8. Notou-se novamente que houve um ótimo ajuste da modelagem numérica com os dados experimentais.

A ruptura se deu pelo arrancamento da barra em todos os casos testados nesta configuração. Após os testes, as amostras foram abertas e verificou-se a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras (Figura 5.9).

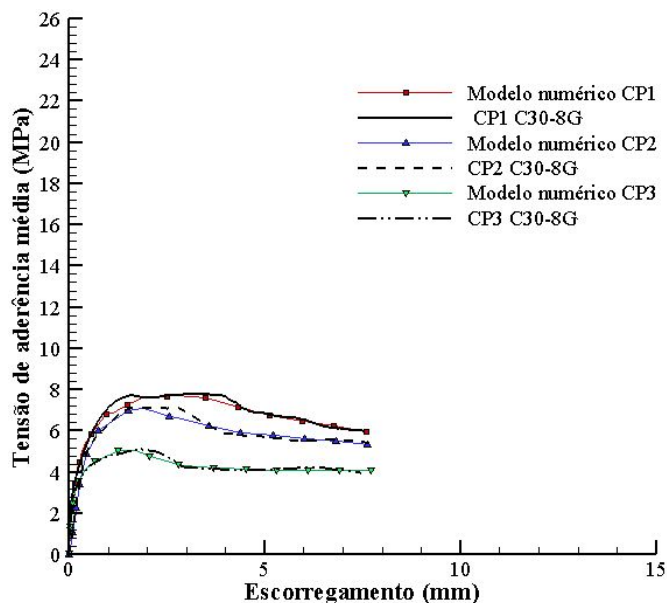


Figura 5.6 – Curvas tensão x escorregamento C30-8G



Figura 5.7 – Modo de falha C30-8G

Tabela 5.5 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12G	CP1	12,76	2,58929	0,092826	2,5362	4,9009	6,998	1,2429
C30-12G	CP2	11,336	2,23214	0,11254	3,8099	9,3594	5,4861	2,4697
C30-12G	CP3	14,039	2,2548	0,05435001	1,829179	-134,9293	8,520267	0,01068146

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

5.1.1.5 Discussão dos resultados

Na Tabela 5.6 são apresentados os resultados experimentais com os valores médios de tensão de aderência máximos, com base nos CPs testados para cada configuração, assim como o desvio padrão e o coeficiente de variação.

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a

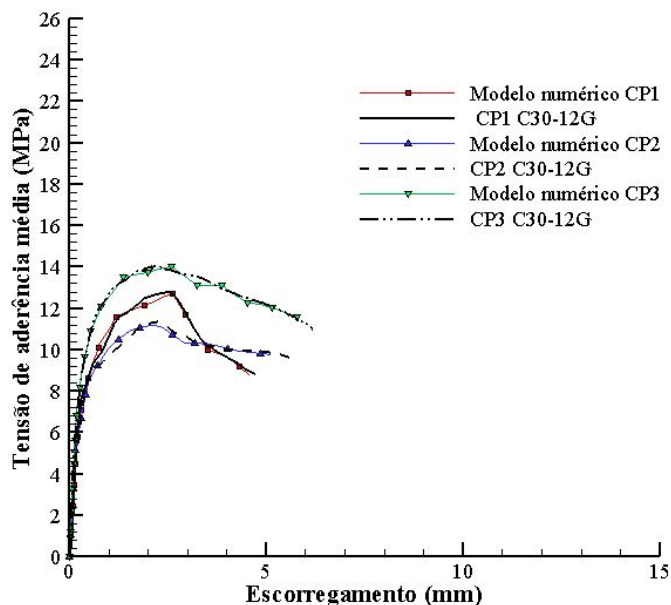


Figura 5.8 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G



Figura 5.9 – Modo de falha C30-12G

Tabela 5.6 – Resultados experimentais da resistência de aderência: GFRP

Combinações	τ_1 média (MPa)	Desvio padrão (MPa)	Coefficiente de variação (%)
C20-8G	7,58	0,73	9,66
C20-12G	9,88	0,74	7,52
C30-8G	6,69	1,41	21,15
C30-12G	12,71	1,35	10,64

determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.7.

As curvas médias obtidas pela interpolação linear das curvas experimentais de cada combinação testada, assim como a respectiva curva obtida pela simulação numérica são mostradas na Figura 5.10. Em todos os casos houve um excelente ajuste da simulação com os experimentos, indicando a eficácia do modelo numérico e parâmetros obtidos com o algoritmo de otimização WOA.

Tabela 5.7 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRP

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8G	7,48583	2,36	0,11751	0,9314	-9,0998	7,7094	0,066628
C20-12G	9,7153	2,24	0,027745	0,7701	-9,9223	2,4664	0,09007
C30-8G	6,62239	1,77	0,034744	1,01	3,9016	5,392	0,331
C30-12G	12,6777	2,23	0,10928	3,7823	-0,83611	5,7853	0,19301

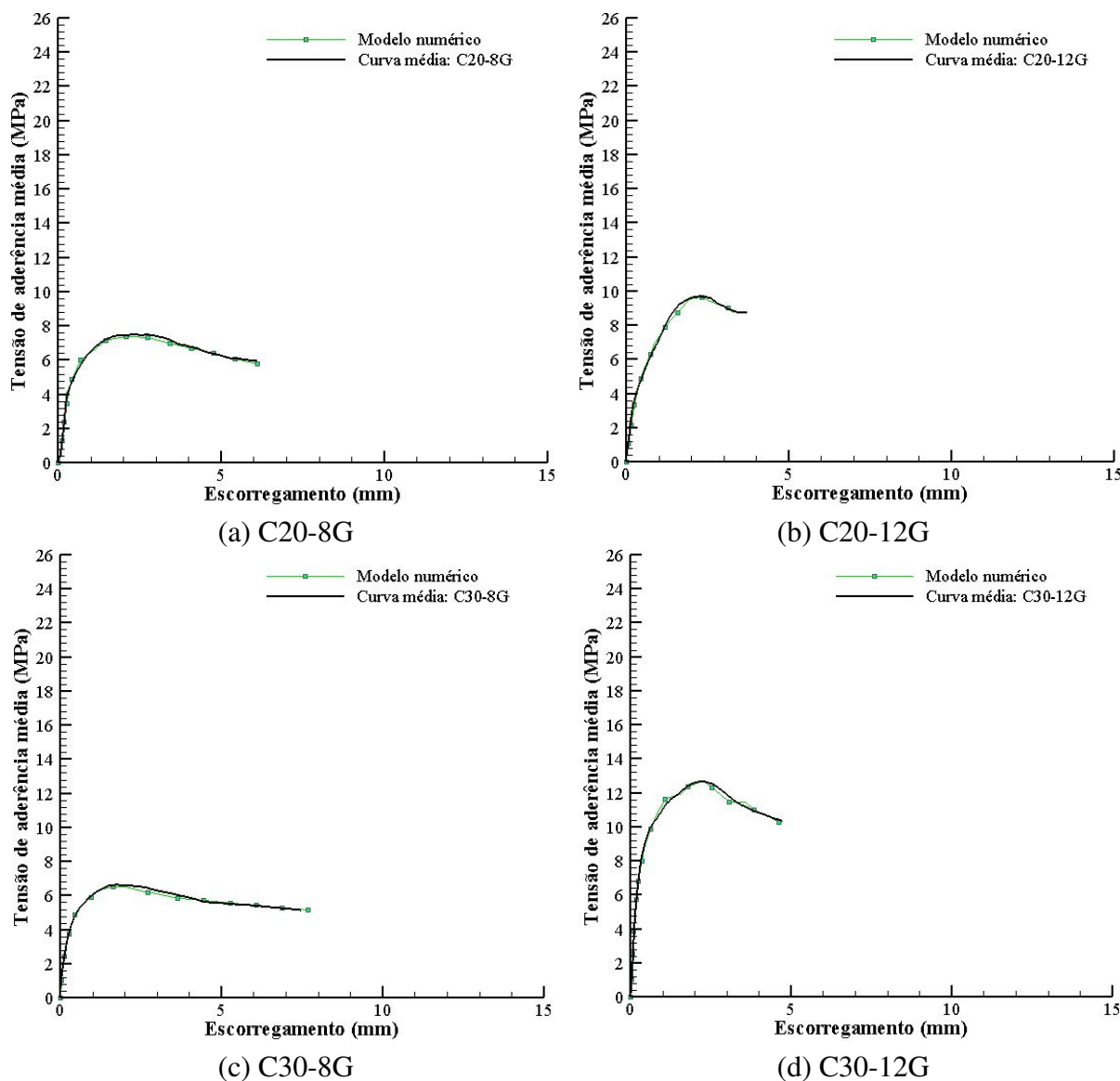


Figura 5.10 – Curvas médias tensão x escorregamento para combinações com barras de GFRP

A Tabela 5.8 apresenta a influência da resistência à compressão do concreto na tensão de aderência. Para barras de 8 mm, verificou-se que houve uma redução de 11,74% no valor médio da tensão ao aumentar a resistência do concreto. Em barras de 12,5 mm, houve um aumento de 28,64% no valor médio da tensão máxima ao aumentar a resistência à compressão do concreto.

Mesmo com as variações, uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, a

mudança na resistência do concreto para ambos os diâmetros testados não mudou significativamente a tensão de aderência das barras de GFRP testadas. Ou seja, os resultados indicam que a resistência à compressão do concreto não exerceu influência significativa no comportamento aderente.

Tabela 5.8 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de GFRP

Diâmetro barra	τ_1 média (MPa)		Variação (%)
	C20	C30	
Ø 8,0	7,58	6,69	-11,74
Ø 12,5	9,88	12,71	28,64

A Tabela 5.9 mostra a influência do diâmetro da barra no comportamento aderente. Para o concreto C20, verificou-se que houve um aumento de 30,34% no valor médio da tensão máxima ao aumentar o diâmetro da barra. Para o concreto C30, houve um aumento de 89,99% no valor médio da tensão máxima ao aumentar o diâmetro da barra.

Apesar do aumento constatado na tensão, uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, o aumento do diâmetro da barra para ambas as classes de concreto testadas não alterou significativamente a tensão de aderência para as barras de GFRP.

Tabela 5.9 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de GFRP

Concreto	τ_1 média (MPa)		Variação (%)
	Ø 8,0	Ø 12,5	
C20	7,58	9,88	30,34
C30	6,69	12,71	89,99

Conforme Hao *et al.* (2009) e Solyom e Balázs (2020) a tensão de aderência de barras de GFRP melhora com o aumento na altura das deformações ou uma diminuição no espaçamento entre as deformações. Conforme apresentado na caracterização das barras investigadas no Capítulo 3, as barras de 12,5 mm tinham deformações superficiais com alturas maiores que as barras de 8 mm, e atingiram uma maior tensão de aderência, indo ao encontro da literatura.

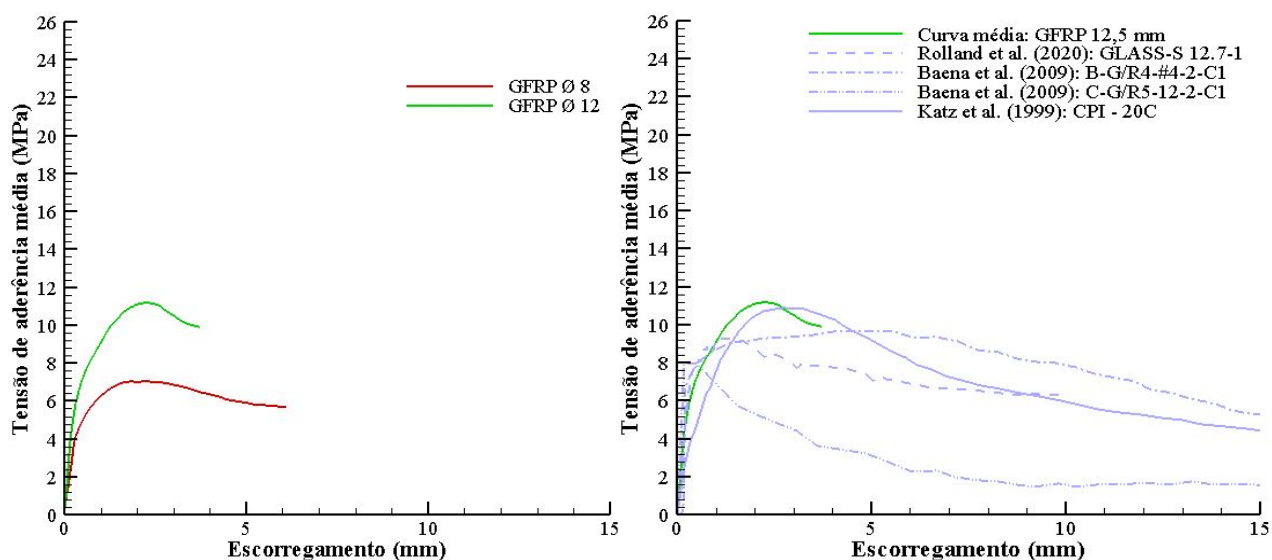
A Figura 5.11a mostra a média para ambos concretos para os diâmetros 8 e 12,5 mm, onde fica mais claro o aumento da aderência com o diâmetro.

Alguns casos da literatura para avaliar a aderência entre barras de GFRP de resina éster vinílica com diâmetro de 12,5 mm e concreto de aproximadamente 30 MPa são apresentados na Tabela 5.10 e comparados com a combinação C30-12G. As curvas tensão-escorregamento podem ser observadas na Figura 5.11b, comparadas com o caso médio de diâmetro 12,5 mm deste trabalho.

É observado que os experimentos presentes não se afastam significativamente do que é esperado pela literatura, ambos em termos de resistência, bem como o correspondente escorregamento. No último caso, somente a barra *grooved* de Baena *et al.* (2009) apresentou um pico bem menor, mas este é um resultado esperado para este tipo de superfície, conforme também foi constatado por Brisotto *et al.* (2018).

Tabela 5.10 – Dados da literatura usados na comparação com a média das combinações (C20-12G e C30-12G)

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
(C20+C30)-12G	Curva média	11,1963	2,24	Média(C20+C30)	GFRP	Éster vinílica	12,5	helically wrapped
Rolland et al. (2020)	GLASS-S 12.7-1	9,28	1,24	28	GFRP	Éster vinílica	12,7	sand coated
Baena et al. (2009)	B-G/R4-4-2-C1	9,65	5,61	28,63	GFRP	Éster vinílica	12	helically wrapped + sand coated
Baena et al. (2009)	C-G/R5-12-2-C1	8,03	0,17	28,63	GFRP	Éster vinílica	12	grooved
Katz et al. (1999)	CPI-20C	10,92	2,71	35	GFRP	Éster vinílica	12,7	helically wrapped



(a) : Casos GFRP médios (C20+C30)

(b) GFRP x literatura

Figura 5.11 – Curvas tensão x escorregamento para barras de GFRP

5.1.2 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRPg)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de GFRPg.

5.1.2.1 Combinação C20-8Gg

A partir dos resultados experimentais foram determinados os parâmetros do modelo numérico (Tabela 5.11) pela otimização com o algoritmo WOA.

As curvas tensão de aderência média versus escorregamento da simulação numérica e teste

Tabela 5.11 – Parâmetros do modelo numérico C20-8Gg

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8Gg	CP1	6,016	2,799	1,60428	3,56561	-53,1361	0,767074	0,0129326
C20-8Gg	CP2	7,749	3,767	1,8842	5,800539	-383,08	0,8683202	0,01480503
C20-8Gg	CP3	4,703	3,066	2,82303	4,66119	2,39704	10,1608	1,46168

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

experimental podem ser observadas na Figura 5.12. Pode-se auferir que a simulação numérica teve uma boa concordância com os resultados experimentais.

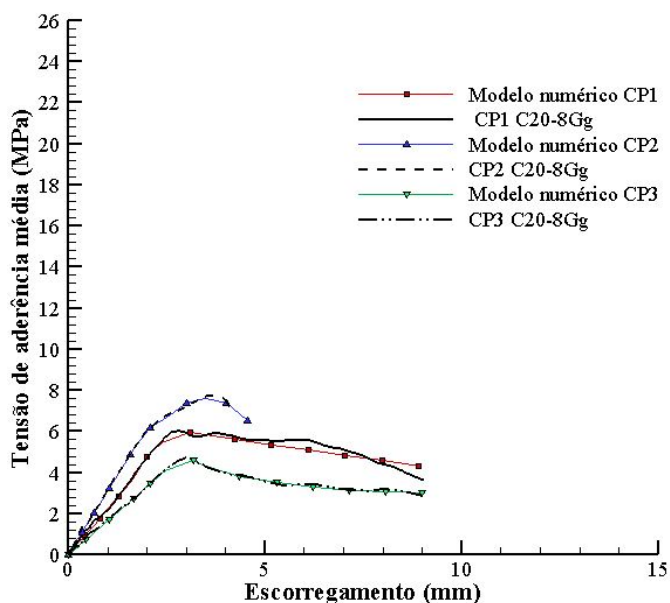


Figura 5.12 – Curvas tensão x escorregamento C20-8Gg

Em todos os CPs testados a ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra. Ao final de cada ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que dentre os casos testados ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme pode ser observado na Figura 5.13.



Figura 5.13 – Modo de falha C20-8Gg

5.1.2.2 Combinação C20-12Gg

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos para serem aplicados no modelo numérico são mostrados na Tabela 5.12.

Tabela 5.12 – Parâmetros do modelo numérico C20-12Gg

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-12Gg	CP1	12,808	2,875	0,709013	2,12155	-45,1637	1,93123	0,0456902
C20-12Gg	CP2	12,968	2,538	0,92238	5,3765	-6,275	1,6261	0,22425
C20-12Gg	CP3	12,957	2,334	2,0171	12,7802	4,60051	20,6461	0,911401

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

Baseado nos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental, as curvas tensão de aderência média versus escorregamento são mostradas na Figura 5.14. Identificou-se um bom ajuste do resultado numérico ao experimental.

As curvas com os resultados indicam um aumento na resistência até o pico na resistência. Para esta configuração, os três testes indicaram uma tensão máxima na interface próxima de 13 MPa, com um escorregamento correspondente da ordem de 2,5 mm. Posteriormente, após a ruptura da aderência, ocorre uma queda acentuada na tensão e um aumento no escorregamento.

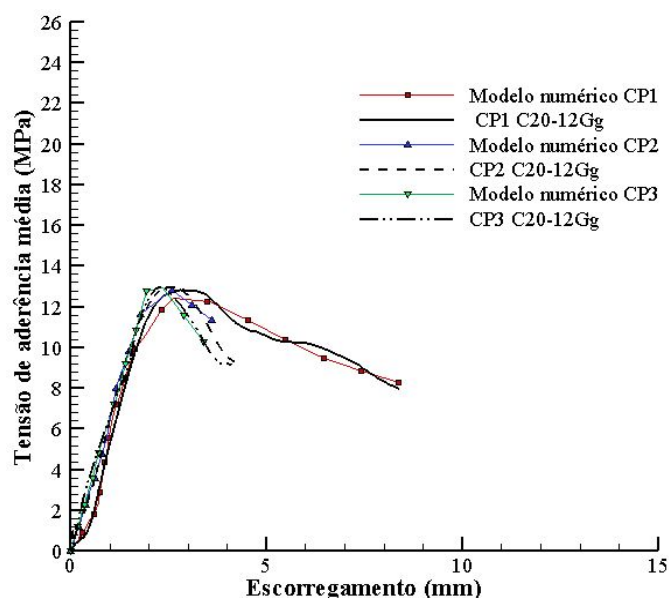


Figura 5.14 – Curvas tensão x escorregamento C20-12Gg

Em todos os CPs testados a ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra. Ao final de cada ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que em todos os exemplares ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme pode ser observado na Figura 5.15.

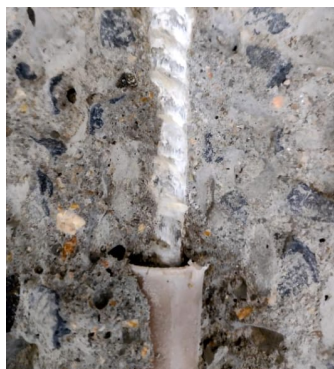


Figura 5.15 – Modo de falha C20-12Gg

5.1.2.3 Combinação C30-8Gg

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros contidos na Tabela 5.13 foram aplicados na simulação numérica.

Tabela 5.13 – Parâmetros do modelo numérico C30-8Gg

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-8Gg	CP1	7,846	3,307	0,074868	0,279928	-22,5127	1,65648	0,0916238
C30-8Gg	CP2	8,709	2,83	1,00641	2,62761	-14,9484	0,972866	0,151048
C30-8Gg	CP3	12,782	3,273	0,4895944	2,815857	-276,3919	1,378029	0,01564417

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

A Figura 5.16 mostra as curvas tensão versus escorregamento. Observa-se que para todos os CPs houve uma excelente correlação entre os resultados experimentais e numéricos.

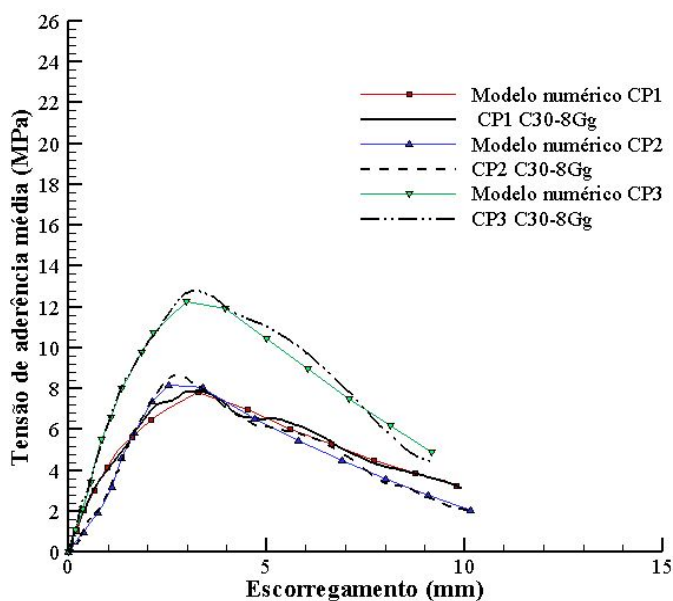


Figura 5.16 – Curvas tensão x escorregamento C30-8Gg

Em todos os CPs testados a ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra. Ao final de cada

ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que ocorreu de forma preponderante a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme pode ser observado na Figura 5.17.



Figura 5.17 – Modo de falha C30-8Gg

5.1.2.4 Combinação C30-12Gg

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos e aplicados na simulação numérica são mostrados na Tabela 5.14.

Tabela 5.14 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12Gg	CP1	12,893	2,652	0,05951624	0,3114387	-153,9814	1,595213	0,01690039
C30-12Gg	CP2	8,084	3,469	2,331	6,0576	-3,2619	0,49917	0,43147
C30-12Gg	CP3	8,481	2,342	0,2576	2,0841	4,9594	0,86072	3,3348

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

Levando em conta os resultados obtidos com a modelagem numérica e ensaio experimental, as curvas tensão de aderência média versus escorregamento são exibidas na Figura 5.18. Notou-se um ótimo ajuste das curvas experimentais e numéricas no trecho ascendente até o pico da resistência na interface. Já no trecho descendente, o CP2 e o CP3 experimentaram uma redução cíclica da resistência na interface, enquanto na simulação ocorre a queda na tensão de forma monotônica, devido as características do modelo implementado.

A ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra para todos os exemplares testados. Após o fim dos testes, o cubo de concreto foi aberto e observou-se que ocorreu cada ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que dentre os casos testados ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme pode ser observado na Figura 5.19.

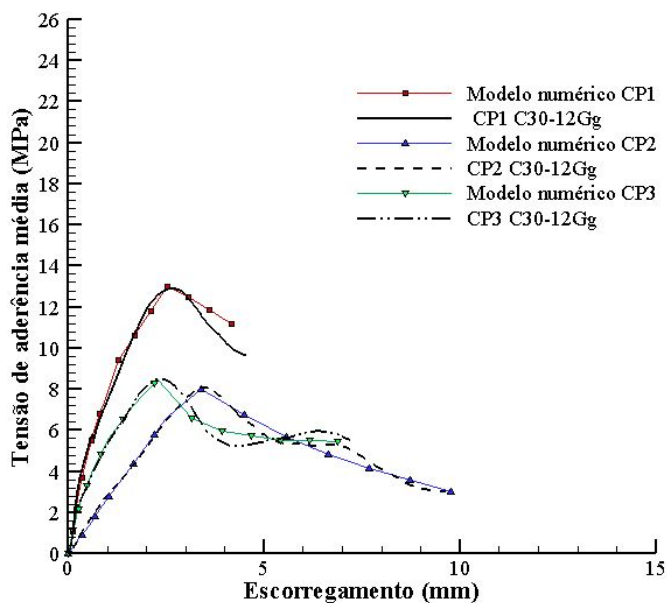


Figura 5.18 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg



Figura 5.19 – Modo de falha C30-12Gg

5.1.2.5 Discussão dos resultados

Na Tabela 5.15 são apresentados os resultados experimentais com os valores médios de tensão de aderência máximos, com base nos CPs testados para cada configuração, assim como o desvio padrão e o coeficiente de variação.

Tabela 5.15 – Resultados experimentais da resistência de aderência: GFRPg

Combinações	τ_1 média (MPa)	Desvio padrão (MPa)	Coefficiente de variação (%)
C20-8Gg	6,16	1,53	24,82
C20-12Gg	12,91	0,09	0,69
C30-8Gg	9,78	2,64	26,96
C30-12Gg	9,82	2,67	27,18

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a

determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.16.

Tabela 5.16 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRPg

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8Gg	5,94144	3,01	2,12061	4,92525	-31,3836	1,0618	0,0133
C20-12Gg	12,8028	2,46	1,45425	8,66494	-40,6756	1,91502	0,0757943
C30-8Gg	9,67199	2,95	0,1852538	0,421723	-171,9659	0,984	0,0163
C30-12Gg	9,32423	2,73	0,45663	2,9981	4,7371	0,83246	1,1013

As curvas médias obtidas pela interpolação linear das curvas experimentais de cada combinação testada, assim como a respectiva curva obtida pela simulação numérica são mostradas na Figura 5.20. Também, para fins de comparação, são mostradas as curvas médias dos casos com barras de GFRP. Em todos os casos houve um excelente ajuste da simulação com os experimentos, indicando a eficácia do modelo numérico e parâmetros obtidos com o algoritmo de otimização WOA.

As barras de GFRPg 8mm apresentaram maiores valores de escorregamento s_1 em comparação as barras de GFRP 8mm. No caso das barras de 12,5 mm, s_1 praticamente não variou entre as barras de GFRP e GFRPg. Em todos os casos, conforme observado na Figura 5.20, as barras de GFRPg apresentaram uma menor rigidez inicial, o que é atribuído as propriedades da resina de poliéster empregada na matriz (BENMOKRANE *et al.*, 2017). Porém quando se faz uma média dos resultados para os dois concretos (Figura 5.20e), observa-se uma diferença insignificante da resistência aderente entre os resultados com matriz éster vinílica (GFRP) e poliéster com grafeno (GFRPg) em ambos os diâmetros (Figura 5.20f), o que normalmente não é esperado devido ao melhor desempenho das resinas éster vinílicas. Portanto, os resultados indicam que a adição de grafeno foi capaz de superar a tendência de comportamento mais pobre associado às matrizes de poliéster, mantendo o custo de adição competitivo para GFRP padrão. Este estudo preliminar é encorajador para futuros estudos com relação ao grafeno.

A Tabela 5.17 apresenta a influência da resistência à compressão do concreto na tensão de aderência. Para barras de 8 mm, verificou-se que houve um aumento de 58,77% no valor médio da tensão ao aumentar a resistência do concreto. Em barras de 12,5 mm, houve uma diminuição de 23,93% no valor médio da tensão máxima ao aumentar a resistência à compressão do concreto.

Mesmo com as variações, uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, a mudança na resistência do concreto para ambos os diâmetros testados não mudou significativamente a tensão de aderência das barras de GFRPg testadas. Ou seja, os resultados indicam que a resistência à compressão do concreto não exerceu influência significativa no comportamento aderente.

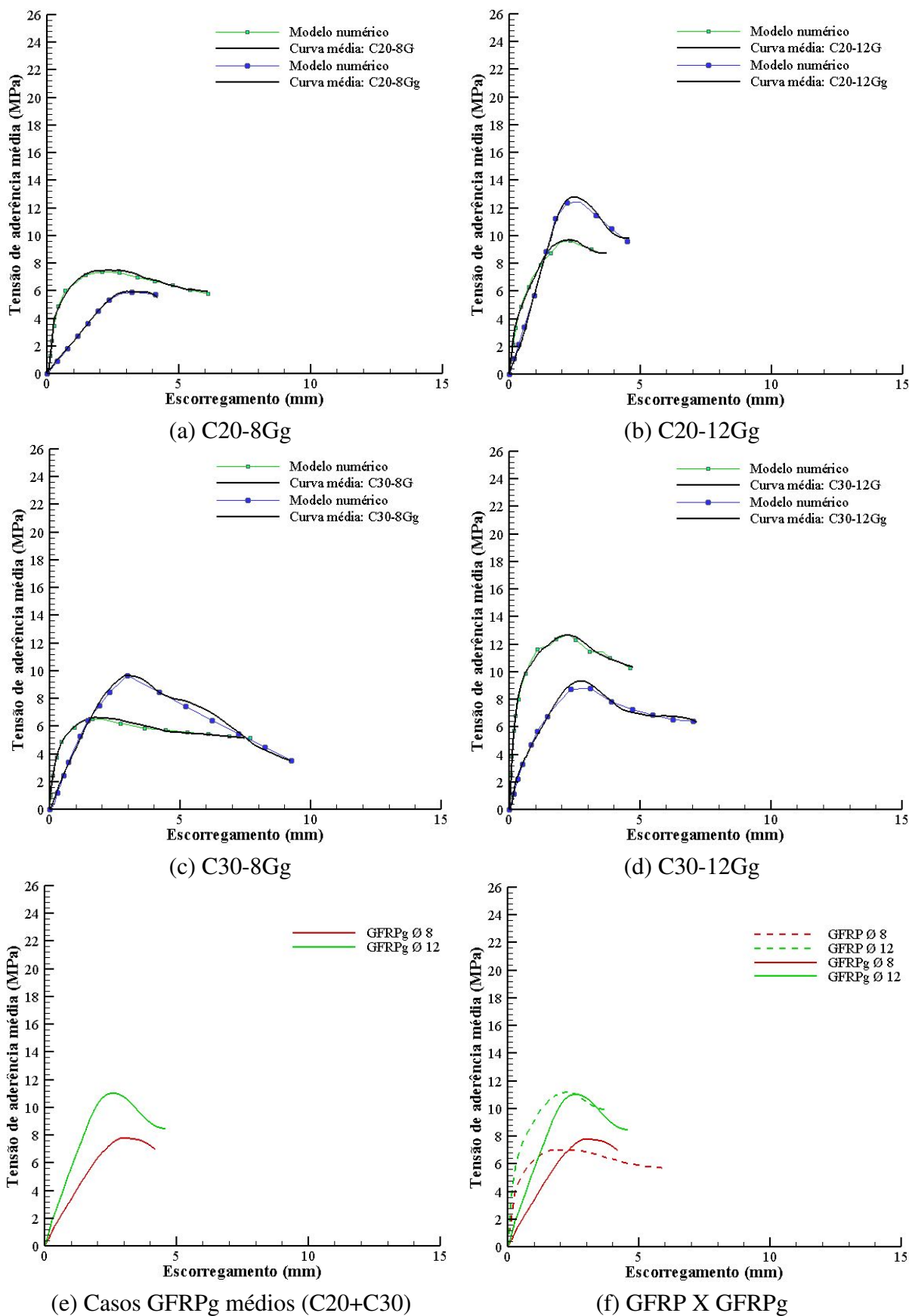


Figura 5.20 – Curvas médias tensão x escorregamento para combinações com barras de GFRPg vs. GFRP

Autores como Achillides e Pilakoutas (2004), assim como o relatório FIB Bulletin 40 (2007), mencionam que o aumento da resistência do concreto não influencia na aderência de barras de GFRP, sendo que a ruptura é concentrada na superfície da barra, indo ao encontro dos resultados obtidos na investigação experimental deste trabalho.

Tabela 5.17 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de GFRPg

Diâmetro barra	τ_1 média (MPa)		Variação (%)
	C20	C30	
Ø 8,0	6,16	9,78	58,77
Ø 12,5	12,91	9,82	-23,93

A Tabela 5.18 mostra a influência do diâmetro da barra no comportamento aderente. Para o concreto C20, verificou-se que houve um aumento de 109,58% no valor médio da tensão máxima ao aumentar o diâmetro da barra. Para o concreto C30, houve um aumento de 0,41% no valor médio da tensão máxima ao aumentar o diâmetro da barra. Entendeu-se que o tratamento superficial mais deformado nos maiores diâmetros promoveu este aumento na resistência.

Apesar do aumento constatado na tensão, uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, o aumento do diâmetro da barra para ambas as classes de concreto testadas não alterou significativamente a tensão de aderência para as barras de GFRPg.

Tabela 5.18 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de GFRPg

Concreto	τ_1 média (MPa)		Variação (%)
	Ø 8,0	Ø 12,5	
C20	6,16	12,91	109,58
C30	9,78	9,82	0,41

5.1.3 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto (BFRP)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de BFRP.

5.1.3.1 Combinação C20-8B

São mostrados na Tabela 5.19 os parâmetros que foram obtidos na otimização do WOA a partir da curva experimental com o modelo analítico.

A simulação numérica teve um excelente ajuste aos resultados numéricos. As curvas da Figura 5.21 indicam que para esta configuração existe uma baixa rigidez na interface da barra com o concreto até a ruptura, implicando no elevado escorregamento da barra até o pico de

Tabela 5.19 – Parâmetros do modelo numérico C20-8B

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8B	CP1	3,501	4,142	0,109827	0,702006	-12,6245	6,04116	0,178883
C20-8B	CP2	2,542	3,280	0,02451748	0,6686926	-188,4727	0,6949771	0,007866135
C20-8B	CP3*	-	-	-	-	-	-	-

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de delaminação da superfície externa das barras

*Uma falha da máquina ocorreu durante o teste do CP3 e, por este motivo, foi desconsiderado da análise

tensão. Após o pico, uma parcela de atrito ainda contribui com a resistência, refletindo num trecho residual com queda mais suave, porém com um escorregamento muito excessivo.

Os CPs desta configuração experimentaram uma baixa tensão na interface. Acredita-se que a inclusão da conformação superficial *sand coated* na barra iria tornar a sua superfície mais rugosa e aumentaria a contribuição do atrito e engrenamento mecânico com o concreto, aumentando assim a resistência na interface.

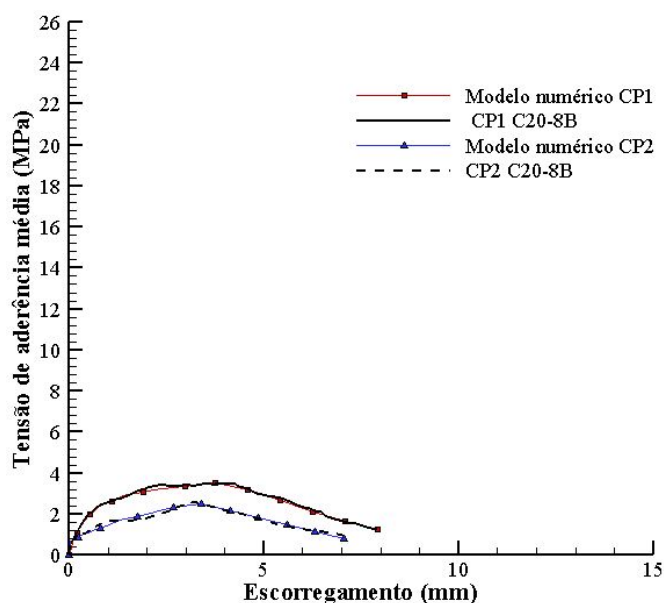


Figura 5.21 – Curvas tensão x escorregamento C20-8B

A ruptura dos CPs ocorreu pelo arrancamento da armadura. No final dos testes, as amostras foram abertas e pode ser observado que ocorreu a delaminação da superfície externa da barra de BFRP (Figura 5.22).

5.1.3.2 Combinação C20-12B

A partir da curva experimental os parâmetros utilizados na simulação numérica (Tabela 5.20) foram obtidos através do processo de otimização com o algoritmo WOA.

Os resultados da simulação numérica demonstraram um bom ajuste a curva experimental. As



Figura 5.22 – Modo de falha C20-8B

Tabela 5.20 – Parâmetros do modelo numérico C20-12B

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-12B	CP1	25,786	3,638	0,96274	5,57402	-48,1975	4,43118	0,163961
C20-12B	CP2	19,331	2,603	0,3473541	3,162453	-101,1625	3,415419	0,04999493
C20-12B	CP3	24,663	2,533	0,2180543	6,9394	-233,5028	4,445493	0,0136752

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de abrasão da superfície externa das barras

curvas mostram um ramo ascendente inicial até a tensão máxima, que variou na faixa de 20 a 25 MPa. O CP1 teve a maior tensão na interface, porém seu escorregamento correspondente a tensão máxima foi o maior dentre as amostras desta configuração, implicando na menor rigidez. Após a ruptura da aderência, que ocorreu devido ao arrancamento da barra para todas as amostras, a curva mostra uma queda demasiada na resistência da interface acompanhada pelo aumento no escorregamento, conforme mostra a Figura 5.23.

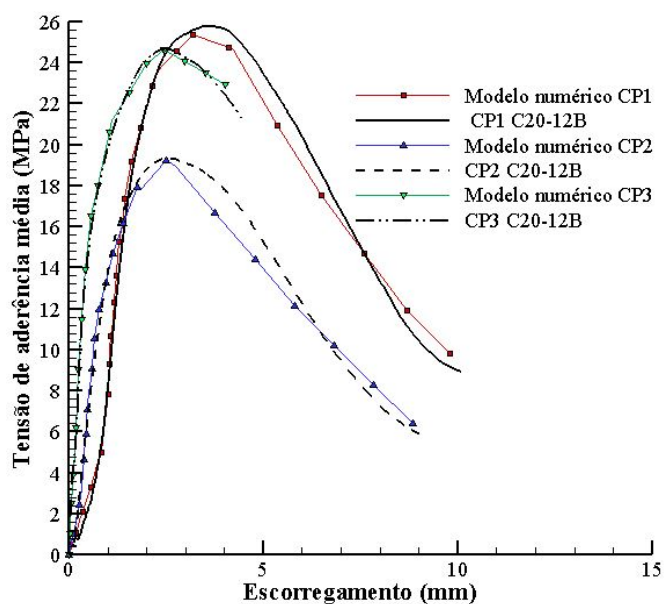


Figura 5.23 – Curvas tensão x escorregamento C20-12B

A forma de ruptura foi através do arrancamento da barra para todos os casos testados nesta

configuração. Após os testes, as amostras foram abertas e verificou-se que a superfície externa da barra estava danificada com sinais de abrasão (Figura 5.24), sendo o local de atuação das forças de cisalhamento.



Figura 5.24 – Modo de falha C20-12B

5.1.3.3 Combinação C30-8B

Para a obtenção dos parâmetros do modelo, apresentados na Tabela 5.21, aplicou-se o procedimento de otimização com o algoritmo WOA a partir da curva experimental.

Tabela 5.21 – Parâmetros do modelo numérico C30-8B

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-8B	CP1	5,155	2,688	0,4512841	2,342112	-127,4304	1,149208	0,0066056
C30-8B	CP2	6,413	2,385	0,1327242	1,643819	-154,1939	2,540546	0,005856339
C30-8B	CP3	8,954	3,956	0,2106394	2,58331	-179,5571	4,074513	0,01312036

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de delaminação da superfície externa das barras

A simulação numérica se ajustou perfeitamente aos resultados experimentais, conforme pode ser observado na Figura 5.25. Identificou-se que conforme a rigidez na região ascendente aumentou, houve um aumento na resistência da interface. Os CPs 1 e 2 experimentaram um escorregamento correspondente a tensão de aderência máxima que variou entre 2,4 e 2,7 mm. Já o CP3, apesar de ter obtido uma maior tensão na interface, apresentou quase o dobro de escorregamento correspondente a tensão máxima, quando comparado ao CP2. Após a ruptura, notou-se um aumento no escorregamento, mas as curvas apresentaram uma tensão residual e não declinaram com muita intensidade, pela suposta contribuição da parcela de atrito mesmo após a ruptura.

Após o término dos ensaios foi feita a abertura dos CPs e notou-se que em todos ocorreu a delaminação da superfície externa da barra, conforme mostrado na Figura 5.26.

5.1.3.4 Combinação C30-12B

Encontrou-se os parâmetros do modelo (Tabela 5.22) pela otimização com o algoritmo WOA.

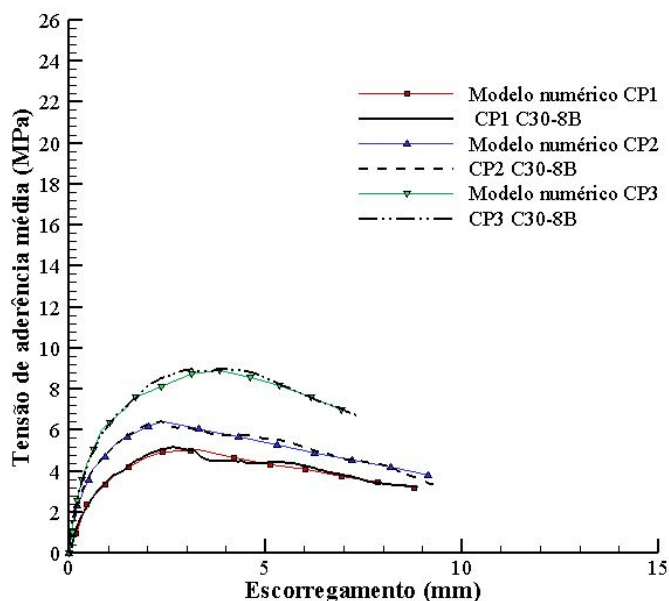


Figura 5.25 – Curvas tensão x escorregamento C30-8B



Figura 5.26 – Modo de falha C30-8B

Tabela 5.22 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12B	CP1	25,99	2,96	1,14237	16,9668	-29,8949	2,53265	0,114008
C30-12B	CP2	19,905	2,604	1,39865	14,4835	-41,1572	1,82187	0,164248
C30-12B	CP3	21,268	2,523	0,296615	6,15133	-13,9078	3,71793	0,231319

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de abrasão da superfície externa das barras

As curvas numéricas tiveram um bom ajuste as curvas experimentais, conforme pode ser observado na Figura 5.27. A resistência na interface variou na faixa de 20 a 26 MPa com um escorregamento em torno de 2,5 a 3,0 mm. O CP2 apresentou a menor rigidez e a menor resistência. Também constatou-se que o CP3 apresentou a maior rigidez, apesar de não ter apresentado a maior resistência na interface. Para o trecho ascendente das curvas verificou-se o aumento da tensão com o acréscimo do escorregamento da barra até atingir a resistência máxima e acontecer a ruptura da aderência devido ao arrancamento da armadura. Após a falha, o escorregamento foi

mais marcante e em todos os CPs a curva tendeu a cair sem muita contribuição da parcela de atrito que iria prevenir a ruptura brusca.

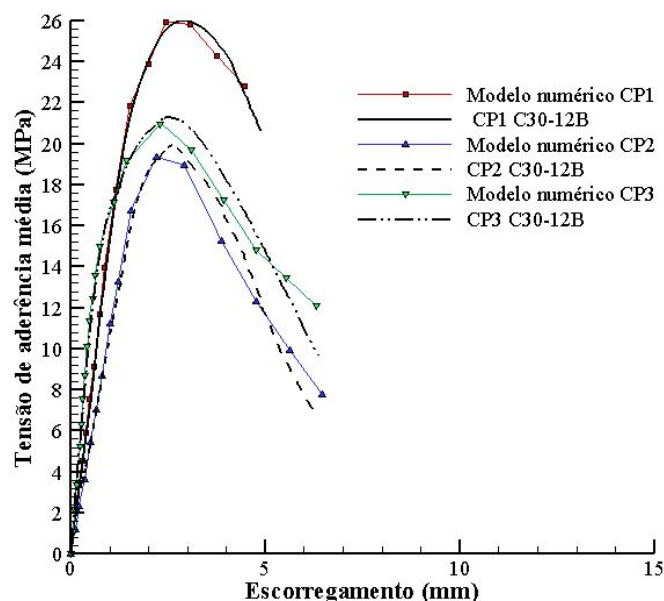


Figura 5.27 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B

A Figura 5.28 mostra o modo de ruptura que se obteve em todos os corpos de prova, o qual se deu por arrancamento. Identificou-se que a falha ocorreu na superfície externa da barra, região na qual detectou-se sinais de abrasão com rompimento das fibras de basalto ao final dos testes. Nestas barras, parecia haver um grande teor de fibras próxima a sua superfície externa, com insuficiência de cobertura de matriz polimérica no seu entorno. A matriz serve como uma camada protetora contra os danos superficiais nas fibras, danos ao impacto, resistência química, além de transmitir os esforços de cisalhamento pelas camadas de fibras (KHANDELWAL; RHEE, 2020), desta forma, provavelmente se a superfície externa desta barra estivesse melhor impregnada pela matriz polimérica, a resistência na interface teria sido maior pois haveria uma melhor distribuição de esforços.

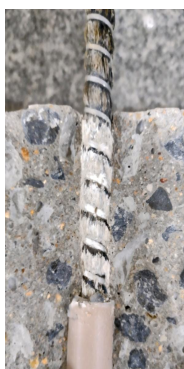


Figura 5.28 – Modo de falha C30-12B

5.1.3.5 Discussão dos resultados

Na Tabela 5.23 são apresentados os resultados experimentais com os valores médios de tensão de aderência máximos, com base nos CPs testados para cada configuração, assim como o desvio padrão e o coeficiente de variação.

Tabela 5.23 – Resultados experimentais da resistência de aderência: BFRP

Combinações	τ_1 média (MPa)	Desvio padrão (MPa)	Coeficiente de variação (%)
C20-8B	3,02	0,68	2,44
C20-12B	23,26	3,45	14,83
C30-8B	6,84	1,94	28,29
C30-12B	22,39	3,19	14,26

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.24.

Tabela 5.24 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de BFRP

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C20-8B	2,96185	3,28	0,05405463	0,6687305	-170,1165	2,425713	0,00798
C20-12B	22,9582	2,78	0,5645342	6,899	-126,3175	3,421	0,01535392
C30-8B	6,68661	2,93	0,225253	2,0323	-156,5318	3,140931	0,006100571
C30-12B	22,3209	2,67	0,836405	12,3363	-32,8685	1,851	0,122

A Figura 5.29a mostra a média dos ensaios para cada caso BFRP onde é observado o aumento da aderência com a resistência do concreto e o aumento do diâmetro. A Figura 5.29b mostra a relação tensão de aderência versus escorregamento para os dois diâmetros testados, na qual fica mais claro o substancial efeito do diâmetro. Contudo este efeito deve estar fortemente associado às mudanças no acabamento superficial em cada diâmetro. No caso de 12,5 mm, a presença de deformações aumenta substancialmente a eficiência da aderência pelo maior intertravamento mecânico que elas induzem. Já as barras de 8 mm dependem apenas do atrito e adesão como mecanismo de aderência. As barras de 12,5 mm têm maior rugosidade, o que aumenta o efeito do atrito.

A curvas das combinações com barras de BFRP mostram a perda substancial de aderência no caso de barras de 8,0 mm quando comparadas com barras de 12,5 mm. Um aspecto interessante destas curvas é que s_1 não parece depender muito do diâmetro da barra, do tratamento de superfície nem da resistência do concreto, estando em torno de 3 mm. Na atualidade, um comportamento semelhante foi observado nas barras GFRP com tratamento *helically wrapped* consideradas em Brisotto *et al.* (2018).

A Figura 5.29c mostra uma comparação dos casos médios BFRP (concreto C30) com casos da literatura. Wei *et al.* (2019) analisou o comportamento de barras de 8 mm com tratamento *sand coated* levando a uma aderência superior ao caso de 8 mm do presente estudo. Liu *et al.* (2020) analisou barras com tratamento *grooved* de 12 mm, com um comportamento aderente inferior às barras de 12,5 mm do presente estudo. Estas comparações sugerem novamente a forte incidência do acabamento superficial na aderência. O caso de Wei *et al.* (2019) também apresentou um pico de escorregamento s_1 similar aos casos presentes. Contudo, no caso *grooved* de Liu *et al.* (2020), este pico foi menor, como esperado. Dados relativos aos ensaios de Wei *et al.* (2019) e Liu *et al.* (2020) podem ser encontrados nas Tabelas 5.25 e 5.26, respectivamente.

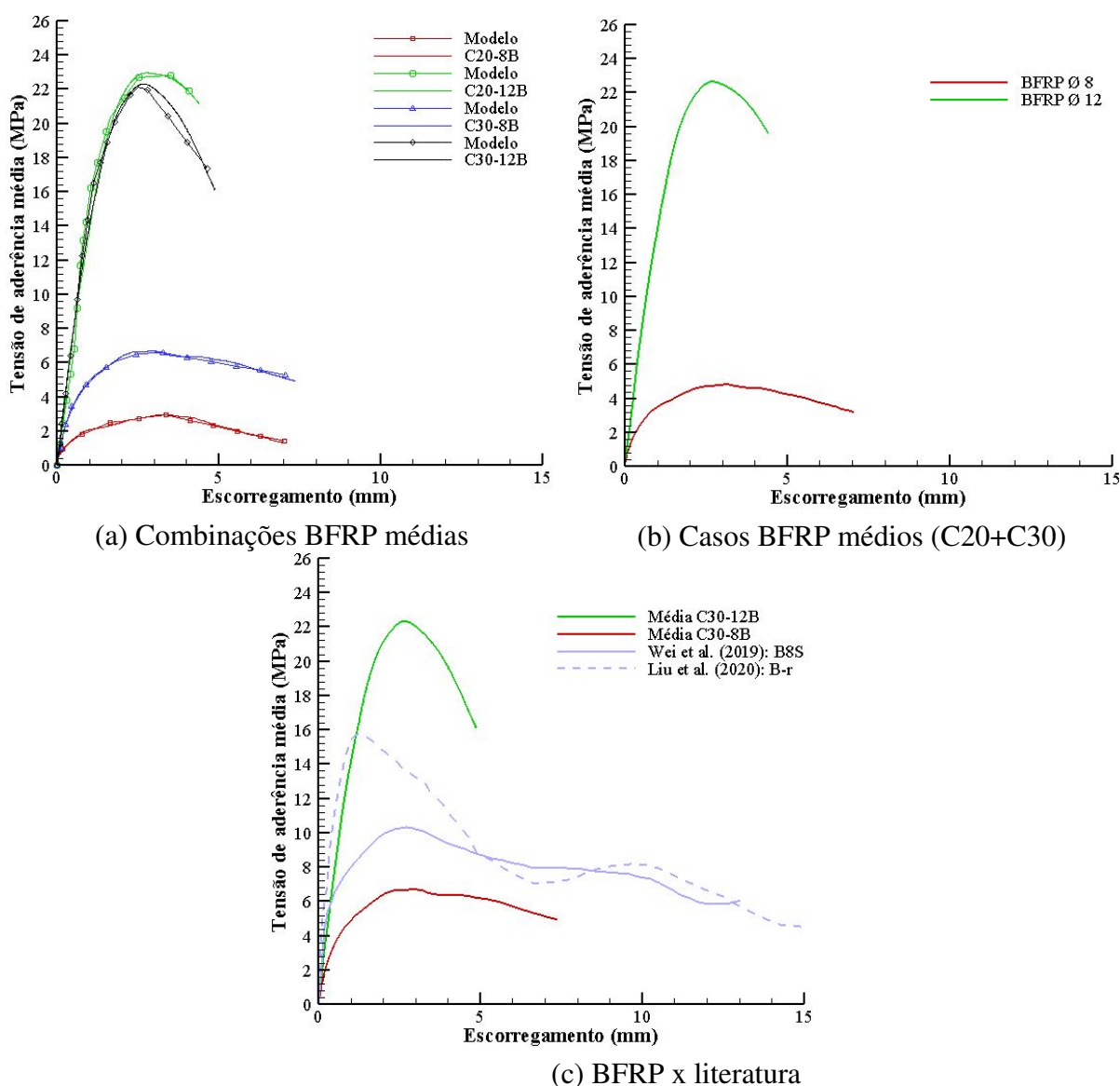


Figura 5.29 – Curvas tensão x escorregamento para barras de BFRP

A Tabela 5.27 apresenta a influência da resistência à compressão do concreto na tensão de aderência. Para barras de 8 mm, verificou-se que houve um aumento de 126,49% no valor médio da tensão ao aumentar a resistência do concreto. Em barras de 12,5 mm, houve uma diminuição de 3,74% no valor médio da tensão máxima ao aumentar a resistência à compressão do concreto.

Tabela 5.25 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-8B

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
C30-8B	Curva média	6,69	2,93	30	BFRP	Éster vinílica	8	smooth
Wei et al. (2019)	B8S	10,31	2,71	30	BFRP	Não informada	8	sand coated

Tabela 5.26 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12B

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
C30-12B	Curva média	22,32	2,67	30	BFRP	Éster vinílica	12,5	helically wounded
Liu et al. (2020)	B-r	15,80	1,35	30	BFRP	Éster vinílica	12	grooved

Mesmo com as variações, uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, a mudança na resistência do concreto para ambos os diâmetros testados não mudou significativamente a tensão de aderência das barras de BFRP testadas. Ou seja, os resultados indicam que a resistência à compressão do concreto não exerceu influência significativa no comportamento aderente.

El Refai *et al.* (2015) foram pioneiros no estudo do comportamento aderente de barras de BFRP e também chegaram a conclusão de que a resistência à compressão do concreto não é o parâmetro controlador da aderência nestas barras.

Tabela 5.27 – Influência da resistência à compressão do concreto no comportamento aderente das barras de BFRP

Diâmetro barra	τ_1 média (MPa)		
	C20	C30	Variação (%)
Ø 8,0	3,02	6,84	126,49
Ø 12,5	23,26	22,39	-3,74

A Tabela 5.28 mostra a influência do diâmetro da barra no comportamento aderente. Para o concreto C20, verificou-se que houve um aumento de 670,20% no valor médio da resistência máxima da ligação ao aumentar o diâmetro da barra. Para o concreto C30, houve um aumento de 227,34% no valor médio da tensão máxima ao aumentar o diâmetro da barra.

Uma Análise de Variância (ANOVA) indicou que estatisticamente, o aumento do diâmetro da barra para ambas as classes de concreto testadas alterou significativamente a tensão de aderência para as barras de BFRP. Entretanto, como será discutido abaixo, estas mudanças estão principalmente relacionadas com o tratamento da superfície da barra.

Tabela 5.28 – Influência do diâmetro da barra no comportamento aderente das barras de BFRP

Concreto	τ_1 média (MPa)		Variação (%)
	Ø 8,0	Ø 12,5	
C20	3,02	23,26	670,20
C30	6,84	22,39	227,34

A Figura 5.30 mostra uma comparação dos valores médios para diâmetros 8 e 12,5 mm das barras de GFRP e BFRP. Para os casos 12,5 mm, BFRP apresenta uma resistência aderente quase o dobro do GFRP, o que é uma constatação do comportamento superior das fibras de basalto comparado às fibras de vidro. Contudo, para o caso 8 mm, o comportamento é inferior, devido às questões de acabamento superficial, já comentadas. Em todos os casos s_1 não parece depender do diâmetro da barra, ou resistência do concreto, entre outros, e está na faixa de 2-3 mm.

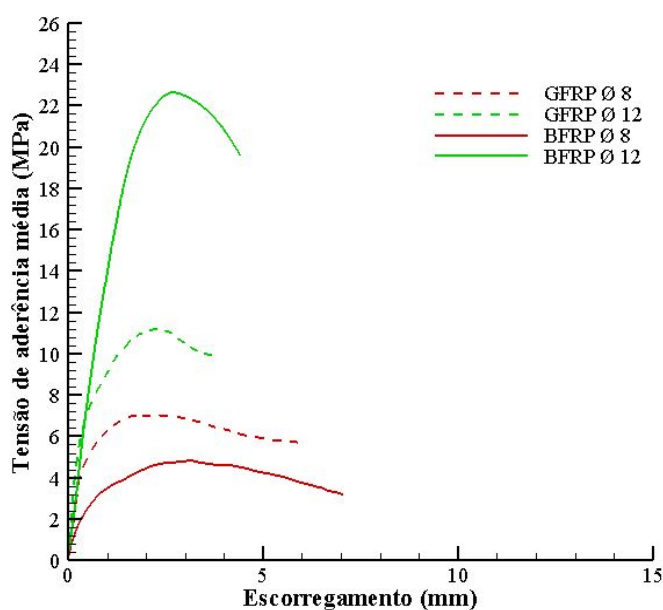


Figura 5.30 – Curvas médias (C20+C30) para combinações com barras de BFRP vs. GFRP

Finalmente, a Tabela 5.29 mostra uma comparação geral dos parâmetros médios de todos os casos testados. Pode-se concluir que s_0 , em geral, é menor para as barras GFRP, que apresentavam maior rigidez. No caso das barras GFRPg com menor rigidez, s_0 é maior.

Em relação a τ_0 , as combinações com barras de 12,5 mm apresentaram os valores mais altos do parâmetro em comparação com barras de 8 mm do mesmo tipo. Nestas barras de maiores diâmetros, a curva tensão-escorregamento apresenta maior rigidez com a presença de uma inclinação acentuada no trecho ascendente.

Em geral, as barras BFRP apresentaram valores mais baixos para o parâmetro τ_∞ , que estaria

associado à seção descendente das curvas que apresenta uma queda mais abrupta após a ruptura da aderência, com valores negativos que tendem a indicar a ausência de tensão residual. Os valores mais altos de τ_{∞} foram observados para as barras GFRP, que apresentam uma queda mais suave em relação às outras barras, entretanto, os parâmetros também tendem a apresentar valores negativos e ausência de tensão residual.

As barras GFRP apresentaram altos valores de rigidez inicial, o que teve repercussões em um trecho ascendente inicial com maior inclinação e parâmetros mais altos de α em comparação com as outras barras. O parâmetro β apresentou pouca variação entre as barras testadas, com a maioria dos valores próximos a zero.

Tabela 5.29 – Parâmetros do modelo numérico obtido das curvas experimentais médias de mesmo diâmetro e tipo de barra

Combinações médias (C20+C30)	Parâmetros						
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_{∞} (MPa)	α	β
8G	7,02243	2,26	0,0857	1,0096	-7,1129	7,7062	0,066633
12G	11,1963	2,24	0,10931	3,0007	-4,8165	3,431	0,13681
8Gg	7,80257	3,01	1,49521	4,91998	-89,6102	0,978	0,015289
12Gg	11,0204	2,6	1,4489	7,94637	-10,8328	1,50158	0,181161
8B	4,81109	3,16	0,188973	1,411561	-170,099	3,1396	0,006711
12B	22,6302	2,69	0,83574	12,20998	-100,1095	1,87643	0,030432

5.2 CASOS EXPOSTOS A TEMPERATURA

Esta seção contempla a análise de diferentes ensaios de arrancamento após a exposição térmica dos corpos de prova. A modelagem seguiu as mesmas premissas da modelagem de amostras em temperatura ambiente, ou seja, os parâmetros do modelo de Rolland *et al.* (2020) foram calibrados através do algoritmo de otimização WOA pelo ajuste da curva tensão de aderência média versus escorregamento em função da temperatura. As análises realizadas sobre o comportamento aderente em função das temperaturas de 60 °C e 120 °C, abrangem concreto de resistência à compressão de 30 MPa e barras de FRP de diâmetro 12,5 mm visando avaliar o efeito do acréscimo de temperatura.

A Tabela 5.30 apresenta os valores da tensão de aderência máxima τ_1 , o escorregamento correspondente s_l e o modo de ruptura desenvolvido nos testes de arrancamento. Também é apresentado o valor médio da tensão de aderência máxima $\bar{\tau}_l$ e o desvio padrão correspondente para as diferentes combinações avaliadas em função da temperatura.

A seguir são apresentados os resultados para cada combinação testada.

Tabela 5.30 – Resultados experimentais

Combinação	Corpo de prova	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Ruptura	$\bar{\tau}_1$ (MPa)	Desvio Padrão (MPa)
Barras de GFRP						
C30-12G-60C	CP1	10,0490	2,96576	pullout	10,65	0,65
	CP2	11,3475	1,93452	pullout		
	CP3	10,5532	2,05357	pullout		
C30-12G-120C	CP1	8,58904	2,24359	pullout	7,87	0,79
	CP2	7,98264	2,09709	pullout		
	CP3	7,02778	2,27832	pullout		
Barras de GFRPg						
C30-12Gg-60C	CP1	8,4600	2,405286	pullout	8,30	0,18
	CP2	8,3200	3,536885	pullout		
	CP3	8,1050	2,67070	pullout		
C30-12Gg-120C	CP1	6,47525	2,95273	pullout	6,32	0,62
	CP2	5,64356	3,25818	pullout		
	CP3	6,85149	2,73636	pullout		
Barras de BFRP						
C30-12B-60C	CP1	23,7030	2,52912	pullout	20,11	3,23
	CP2	17,4470	2,6503068	pullout		
	CP3	19,1880	3,036975	pullout		
C30-12B-120C	CP1	17,724	2,54878	pullout	15,90	1,94
	CP2	13,867	2,73171	pullout		
	CP3	16,11675	2,63415	pullout		

5.2.1 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro (GFRP)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de GFRP expostas a temperatura.

5.2.1.1 Combinação C30-12G-60C

A partir dos resultados experimentais foram determinados os parâmetros do modelo numérico (Tabela 5.31) pela otimização com o algoritmo WOA.

Tabela 5.31 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G-60C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12G-60C	CP1	10,049	2,96576	0,28616	3,5042	0,56002	2,695	0,12312
C30-12G-60C	CP2	11,3475	1,93452	0,25816	3,3781	5,1966	5,1108	0,81078
C30-12G-60C	CP3	10,5532	2,05357	0,22479	3,0964	-10,7834	5,71799	0,0920282

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

As curvas tensão-escorregamento da simulação numérica e teste experimental podem ser observadas na Figura 5.31. Pode-se auferir que a simulação numérica teve uma boa concordância com os resultados experimentais.

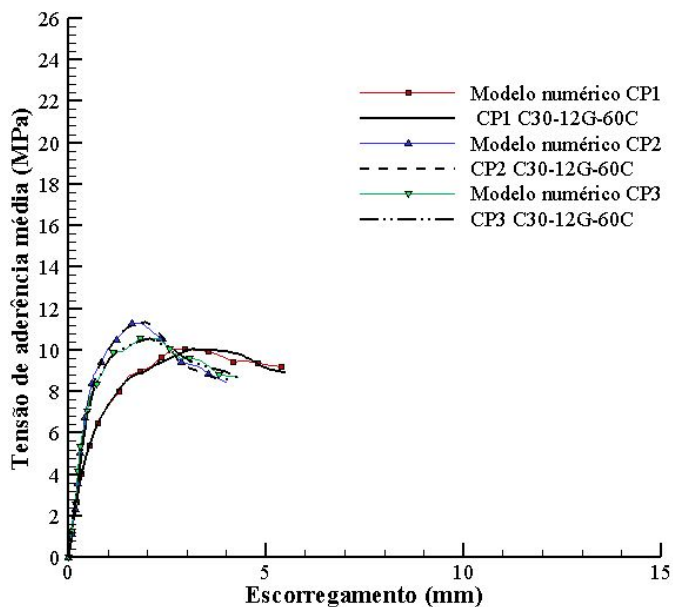


Figura 5.31 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G-60C

Em todos os CPs testados a ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra. Ao final de cada ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que dentre os casos testados ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme pode ser observado na Figura 5.32.



Figura 5.32 – Modo de falha C30-12G-60C

5.2.1.2 Combinação C30-12G-120C

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos e aplicados na simulação numérica são mostrados na Tabela 5.32.

A simulação numérica se ajustou bem aos resultados experimentais, demonstrando a eficácia da implementação do modelo conforme pode ser observado na Figura 5.33.

A ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra em todos os CPs testados. Ao final de cada ensaio, as amostras foram abertas e conforme mostrado na Figura 5.34, constatou-se que em

Tabela 5.32 – Parâmetros do modelo numérico C30-12G-120C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12G-120C	CP1	8,58904	2,24359	0,22996	3,1027	3,1463	6,0334	0,83576
C30-12G-120C	CP2	7,98264	2,09709	0,16167	1,9604	5,7112	4,1799	1,634
C30-12G-120C	CP3	7,02778	2,27832	0,223121	1,9456	-34,9961	3,6289	0,0580998

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

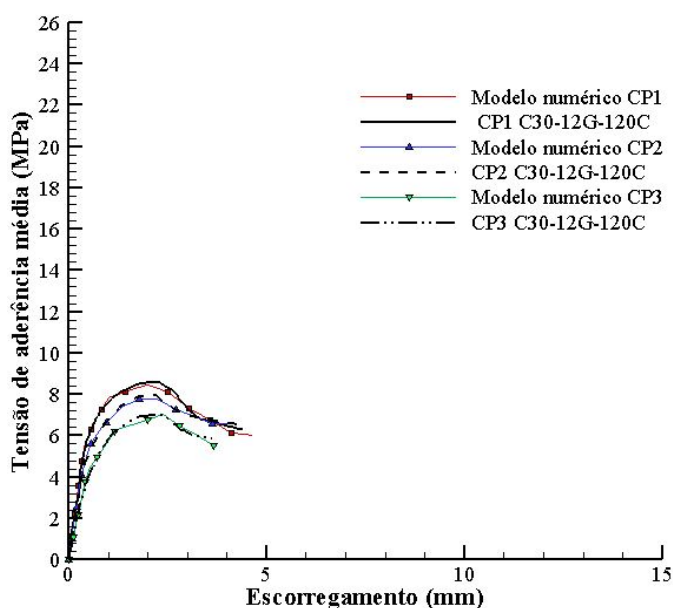


Figura 5.33 – Curvas tensão x escorregamento C30-12G-120C

todas as amostras ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras. As barras expostas nesta faixa de temperatura tinham uma coloração mais amarelada, como se a matriz polimérica estivesse queimada, em comparação as demais barras testadas em temperatura ambiente (23 °C) e 60 °C e, a ruptura do invólucro helicoidal era em maior intensidade.



Figura 5.34 – Modo de falha C30-12G-120C

5.2.1.3 Discussão dos resultados

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.33.

Tabela 5.33 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRP

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12G-60C	10,2925	2,05	0,26389	3,498	5,1516	4,3894	0,3236
C30-12G-120C	7,84877	2,10	0,21999	2,5257	-5,5794	4,1643	0,17586

A Figura 5.35 mostra as curvas médias tensão-escorregamento em função da temperatura para as diferentes combinações com barras de GFRP analisadas. Constatou-se um excelente ajuste entre as simulações e resultados experimentais. Na medida em que a temperatura aumentou, tem-se uma queda na tensão de aderência, mas o escorregamento se manteve praticamente o mesmo.

Ao analisar o efeito do aumento da temperatura no comportamento aderente da combinação C30-12G, conforme dados exibidos na Tabela 5.34, identifica-se que há uma redução da tensão de aderência para a faixa de temperatura de 60 °C de 16,21% em comparação a resistência em temperatura ambiente. Nesta faixa de temperatura a tensão de aderência é de 10,65 MPa, ainda estando dentro do limite de resistência mínima de aderência da barra de FRP com o concreto, estabelecida em 8 MPa pela norma canadense CAN/CSA S807-19. Já para a temperatura de 120 °C, houve uma redução de 38,08% na resistência, que ficou abaixo do mínimo estabelecido na norma canadense, o que prejudicaria o bom comportamento da estrutura. A análise estatística revelou que a combinação C30-12G apresentou uma perda significativa na tensão somente quando os CPs foram expostos a 120 °C.

Tabela 5.34 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12G

Combinações	Temperatura (°C)	Valor médio da tensão máxima de aderência (MPa)	Redução da tensão em função da temperatura (%)	τ_1 normalizada
C30-12G	23	12,71	-	1,00
C30-12G-60C	60	10,65	16,21	0,84
C30-12G-120C	120	7,87	38,08	0,62

Na investigação de Solyom *et al.* (2020) foram feitos testes de arrancamento entre barras de GFRP e o concreto em função da temperatura, conforme descrito na Tabela 5.35. O concreto pertencia a classe C30 e foram utilizadas barras de GFRP com resina éster vinílica (de diâmetro 8 mm, diferente da combinação avaliada com diâmetro 12,5 mm) com tratamento *grooved*. Os resultados indicaram uma perda na tensão de aderência de 33% para os CPs expostos a temperatura de 80 °C, enquanto para a temperatura de 165 °C a redução foi de 47%. Fazendo a interpolação dos valores testados por Solyom *et al.* (2020) para obter as reduções referentes as

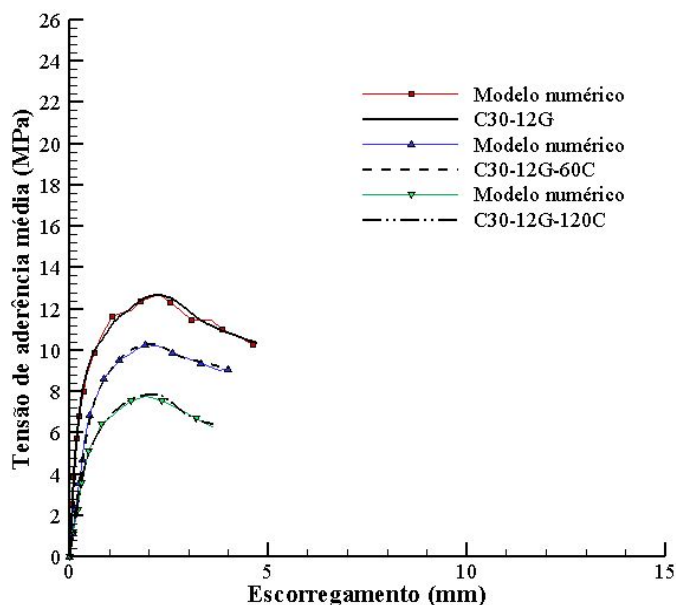


Figura 5.35 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: GFRP

temperaturas investigadas nesta tese (60 e 120 °C), tem-se que houve uma redução da tensão de 23% para a temperatura de 60 °C e 40% para a temperatura de 120 °C, o que indica coerência de redução para barras de GFRP com resina éster vinílica expostas a esta faixa de temperatura baseados nos resultados obtidos. Solyom *et al.* (2020) observaram que para a faixa de temperatura testada abaixo da T_g , não houve dano significativo na barra. Por outro lado, quando a temperatura estava acima da T_g , a falha ocorreu devido ao corte das reentrâncias do tratamento superficial.

A Figura 5.36a mostra as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com a amostra GFRP de Solyom *et al.* (2020), onde pode ser observado que no início do ensaio a rigidez entre os casos testados e a literatura são semelhantes. O menor deslizamento de pico s_1 em Solyom *et al.* (2020) é uma característica comum das barras *grooved*. No decorrer do ensaio, a medida que a temperatura aumenta, o caso testado demonstra maior suscetibilidade a perda de rigidez.

Na investigação de Katz *et al.* (1999) foi testada a aderência entre o concreto C35 e barras de GFRP em função das temperaturas ambiente, 130 e 205 °C, conforme descrito na Tabela 5.35. Foram utilizados os resultados de aderência da barra denominada CPI, produzida com resina éster vinílica, diâmetro 12,7 mm e tratamento superficial *helically wrapped* para fins de comparação com a combinação C30-12G, testada em função das temperaturas 60 e 120 °C.

No caso das temperaturas investigadas por Katz *et al.* (1999), a redução foi de 38,19% para a temperatura de 130 °C e 87,45% quando exposta a 205 °C. Ao fazer uma interpolação para encontrar a variação frente as temperaturas 60 e 120 °C, obtém-se percentuais de redução de 13,89% e 31,62%. Como mostrado na Tabela 5.34, os percentuais de redução obtidos para a

combinação C30-12G foram de 16,21% (C30-12G-60C) e 38,08% (C30-12G-120C) para as temperaturas de 60 e 120 °C, respectivamente, sendo valores próximos aos de Katz *et al.* (1999).

Conforme mencionado por Katz *et al.* (1999), ao realizar o ensaio de arrancamento à temperatura ambiente, nenhum dano significativo foi observado na barra CPI, exceto por uma leve abrasão e presença de resíduos de concreto na superfície externa. Entretanto, ao aumentar a temperatura para 130 °C, ocorreu o cisalhamento da camada externa, isto é, do tratamento superficial em formato de hélice. Ao aumentar ainda mais a temperatura, até 205 °C, foram observados danos no núcleo da barra, como separação e quebra da hélice e abrasão no núcleo exposto, além disso, foram encontrados fragmentos de polímero no concreto após o teste de arrancamento.

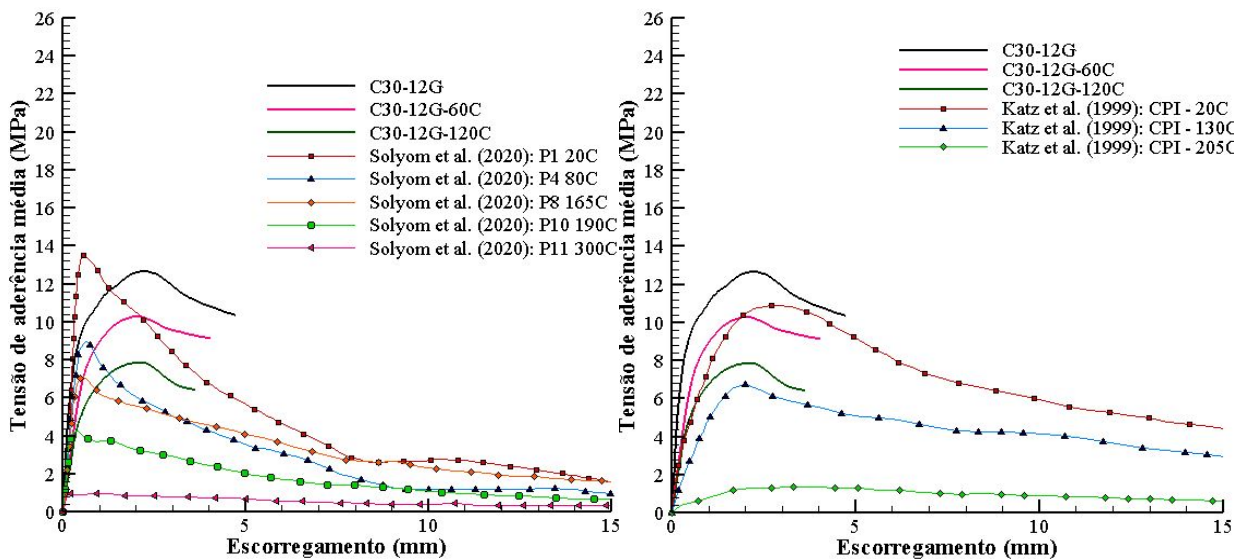
A Figura 5.36b mostra as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com a amostra CPI de Katz *et al.* (1999). Verificou-se que a amostra da literatura possui uma menor rigidez em comparação com a barra de GFRP testada nesta tese. Ao aumentar a temperatura de exposição, ocorre uma redução da rigidez, o que era esperado em função da perda de propriedades dos materiais. No caso da temperatura de 205 °C, a qual foi submetida a amostra da literatura, observa-se que a rigidez encontra-se comprometida e a barra escorrega com mais intensidade. Pode-se concluir que a degradação observada no presente estudo é similar a observada na literatura.

Tabela 5.35 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12G em função das temperaturas 60 e 120 °C

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
Solyom et al. (2020)	PI 20C	13,30	0,45	37	GFRP	Éster vinílica	8,0	grooved
Solyom et al. (2020)	P4 80C	8,90	0,63	37	GFRP	Éster vinílica	8,0	grooved
Solyom et al. (2020)	P8 165C	7,10	0,51	37	GFRP	Éster vinílica	8,0	grooved
Solyom et al. (2020)	P10 190C	4,10	0,31	37	GFRP	Éster vinílica	8,0	grooved
Solyom et al. (2020)	P11 300C	1,10	0,22	37	GFRP	Éster vinílica	8,0	grooved
Katz et al. (1999)	CPI-20C	10,92	2,71	35	GFRP	Éster vinílica	12,7	helically wrapped
Katz et al. (1999)	CPI-130C	6,75	2,01	35	GFRP	Éster vinílica	12,7	helically wrapped
Katz et al. (1999)	CPI-205C	1,37	3,85	35	GFRP	Éster vinílica	12,7	helically wrapped

Na Tabela 5.36 são apresentados os parâmetros B e C obtidos pela otimização e utilizados no modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)). Conforme mencionado na revisão bibliográfica, os parâmetros P_u e P_r , correspondem ao valor da resistência na interface à temperatura ambiente e após a exposição térmica, respectivamente. Tais propriedades foram determinadas experimentalmente e os valores foram normalizados.

É possível observar na Figura 5.37 a curva obtida ao aplicar o modelo de degradação em função da temperatura proposto por Correia *et al.* (2013), incluindo os valores experimentais normalizados da resistência na interface. Constatou-se que o modelo empregado neste estudo foi capaz de simular de forma eficaz a redução da tensão do GFRP ao aumentar a temperatura.



(a) C30-12G em função da temperatura x Literatura Solyom *et al.* (2020) (b) C30-12G em função da temperatura x Literatura Katz *et al.* (1999)

Figura 5.36 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados

Tabela 5.36 – Parâmetros modelo degradação: C30-12G

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
C30-12G				
C30-12G-60C	1,00	0,62	-1238,95	-0,1214
C30-12G-120C				

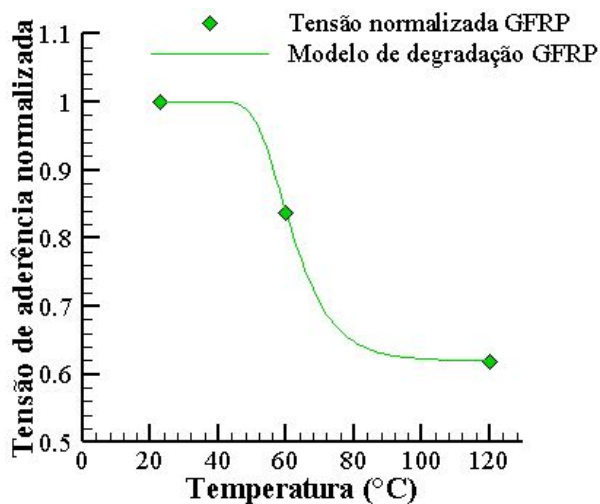


Figura 5.37 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro

Na Tabela 5.37 são apresentados os parâmetros do modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)) de Correia *et al.* (2013). Cabe ressaltar que como Solyom *et al.* (2020) e Katz *et al.* (1999) não realizaram os testes considerando as temperaturas de 60 e 120 °C utilizadas nesta tese, foi feita a interpolação entre as temperaturas testadas pelos autores e feita a obtenção

dos parâmetros e normalização da tensão de aderência τ_1 a partir dos valores interpolados para as temperaturas de 60 e 120 °C.

Tabela 5.37 – Parâmetros modelo degradação literatura:
GFRP de Solyom *et al.* (2020) e CPI de Katz *et al.* (1999)

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
GFRP-20C GFRP-60C GFRP-120C	1,00	0,61	-1243,80	-0,1271
CPI-20C CPI-60C CPI-120C	1,00	0,68	-1100,28	-0,1200

Ao comparar com a combinação C30-12G testada (Figura 5.38) com os casos da literatura, observa-se que o presente caso teve um comportamento intermediário.

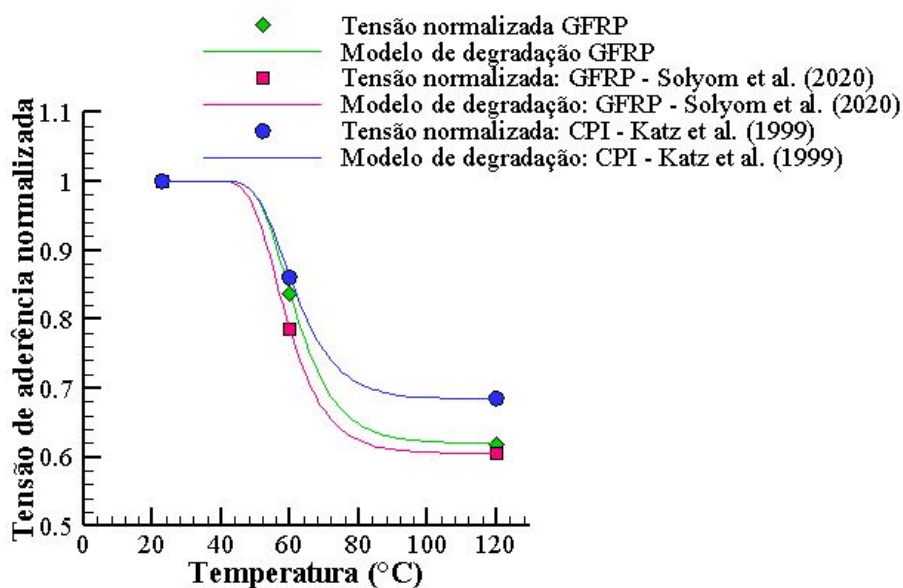


Figura 5.38 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro: C30-12G vs. GFRP (SOLYOM *et al.*, 2020) vs. CPI (KATZ *et al.*, 1999)

5.2.2 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRPg)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de GFRPg expostas a temperatura.

5.2.2.1 Combinação C30-12Gg-60C

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos para serem aplicados no modelo numérico são mostrados na Tabela 5.38.

Tabela 5.38 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg-60C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12Gg-60C	CP1	8,46	2,405286	0,3559763	2,697692	-112,1057	3,429338	0,0302
C30-12Gg-60C	CP2	8,32	3,536885	0,150039	1,11721	-38,0698	1,00752	0,05296
C30-12Gg-60C	CP3	8,105	2,6707	0,299901	2,58343	-52,2121	3,78744	0,027694

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

Os resultados da simulação numérica e testes experimentais são mostrados na Figura 5.39. Constatou-se um bom ajuste do resultado numérico ao experimental, validando o procedimento de otimização e modelo.

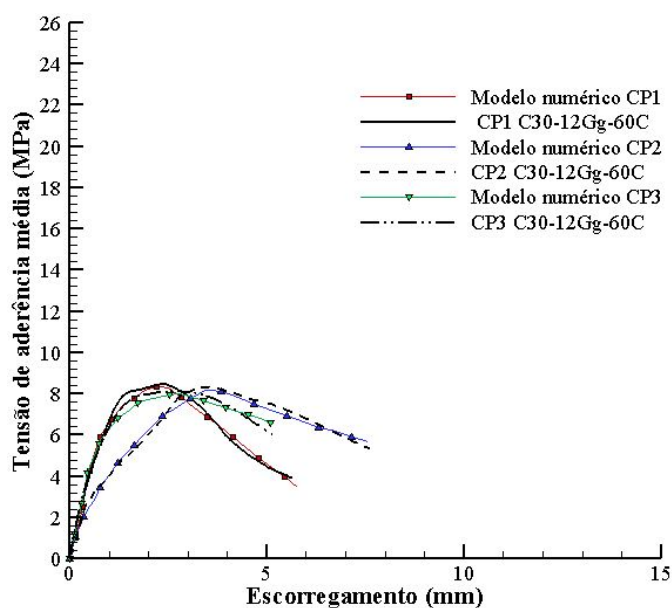


Figura 5.39 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg-60C

Em todos os CPs testados a ruptura ocorreu devido ao arrancamento da barra. Ao final de cada ensaio, as amostras foram abertas e pode ser verificado que em todos os exemplares ocorreu a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície das barras, conforme mostrado na Figura 5.40.

5.2.2.2 Combinação C30-12Gg-120C

Foi realizada a otimização dos dados experimentais e os parâmetros obtidos e aplicados no modelo numérico são mostrados na Tabela 5.39.



Figura 5.40 – Modo de falha C30-12Gg-60C

Tabela 5.39 – Parâmetros do modelo numérico C30-12Gg-120C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_{∞} (MPa)	α	β
C30-12Gg-120C	CP1	6,47525	2,95273	0,27705	1,69096	-74,0329	3,21846	0,0508668
C30-12Gg-120C	CP2	5,64356	3,25818	0,202114	0,848331	-40,9292	4,79137	0,0493771
C30-12Gg-120C	CP3	6,85149	2,73636	0,08130753	0,2488428	-121,3305	3,477201	0,03171767

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras

As curvas tensão-escorregamento são mostradas na Figura 5.41. Constatou-se um bom ajuste da simulação aos dados experimentais.

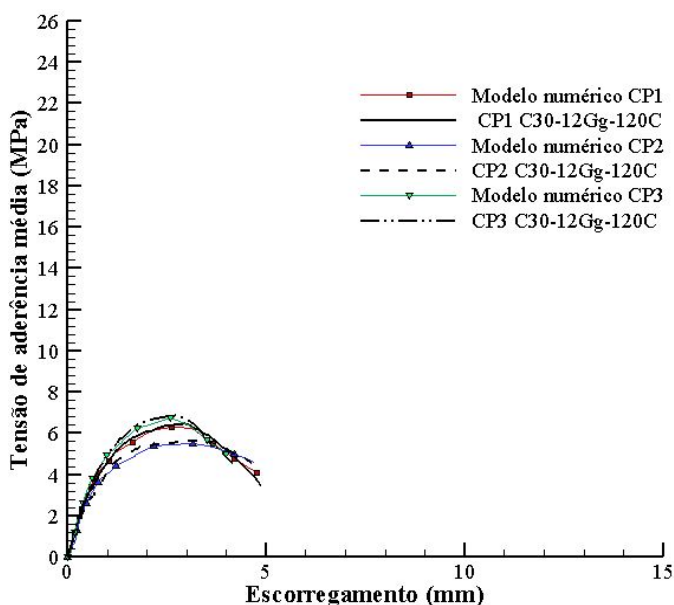


Figura 5.41 – Curvas tensão x escorregamento C30-12Gg-120C

A ruptura se deu pelo arrancamento da barra em todos os casos testados nesta configuração. Após os testes, as amostras foram abertas e verificou-se a ruptura do invólucro helicoidal de fibras presente na superfície externa das barras conforme mostrado na Figura 5.42. Comparando a falha com os casos testados a temperatura ambiente (23 °C) e 60 °C, a ruptura na superfície da barra foi mais brusca, onde percebe-se que o invólucro helicoidal de fibras enroladas foi praticamente

arrancado da superfície e tinha locais em que ocorreu seu rompimento.



Figura 5.42 – Modo de falha C30-12Gg-120C

5.2.2.3 Discussão dos resultados

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.40.

Tabela 5.40 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de GFRPg

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12Gg-60C	8,03226	2,89	0,266385	1,88402	-75,5048	3,24813	0,0306622
C30-12Gg-120C	6,28719	2,74	0,26998	1,53913	-49,7424	3,31262	0,0413618

As curvas numéricas e experimentais médias tensão-escorregamento em função da temperatura para as diferentes combinações com barras de GFRPg analisadas são mostradas na Figura 5.43. Conforme a temperatura de exposição aumentou, houve uma perda da resistência na interface, enquanto o escorregamento s_1 se manteve praticamente o mesmo.

Ao analisar o efeito do aumento da temperatura no comportamento aderente da combinação C30-12Gg, conforme dados apresentados na Tabela 5.41, observou-se que ocorre uma redução da tensão de aderência para a faixa de temperatura de 60 °C de 15,48% em comparação a resistência em temperatura ambiente. Nesta faixa de temperatura a tensão de aderência é de 8,30 MPa, estando dentro do limite de resistência mínima de aderência da barra de FRP com o concreto, estabelecida em 8 MPa pela norma canadense CAN/CSA S807-19. Já para a temperatura de 120 °C, houve uma redução de 35,64% na resistência (6,32 MPa), que ficou abaixo do mínimo estabelecido na norma canadense, o que prejudicaria o bom comportamento da estrutura. Caso fosse considerado o valor mínimo de tensão de 12 MPa estabelecido pela norma russa GOST 31938-2012, todos os casos apresentariam resistência insuficiente. Contudo, ao levar em

consideração a análise estatística, identificou-se que a combinação C30-12Gg não apresentou uma perda significativa na tensão quando exposta à ambas temperaturas testadas.

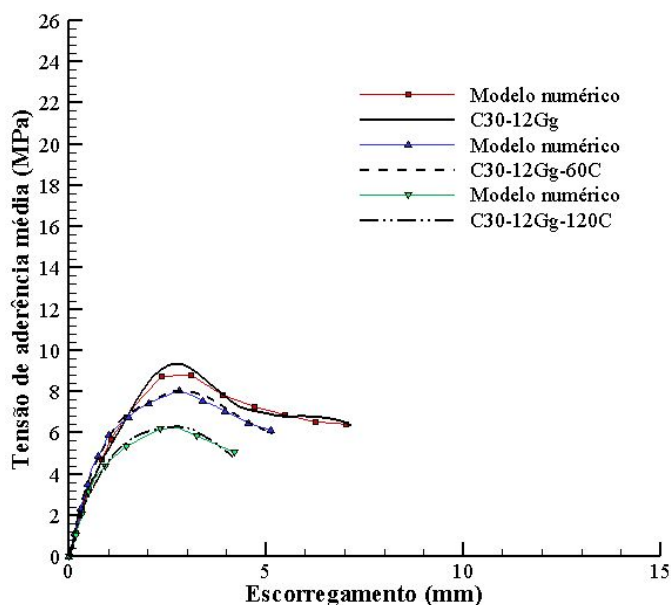


Figura 5.43 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: GFRPg

Tabela 5.41 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12Gg

Combinações	Temperatura (°C)	Valor médio da tensão máxima de aderência (MPa)	Redução da tensão em função da temperatura (%)	τ_1 normalizada
C30-12Gg	23	9,82	-	1,00
C30-12Gg-60C	60	8,30	15,48	0,85
C30-12Gg-120C	120	6,32	35,64	0,64

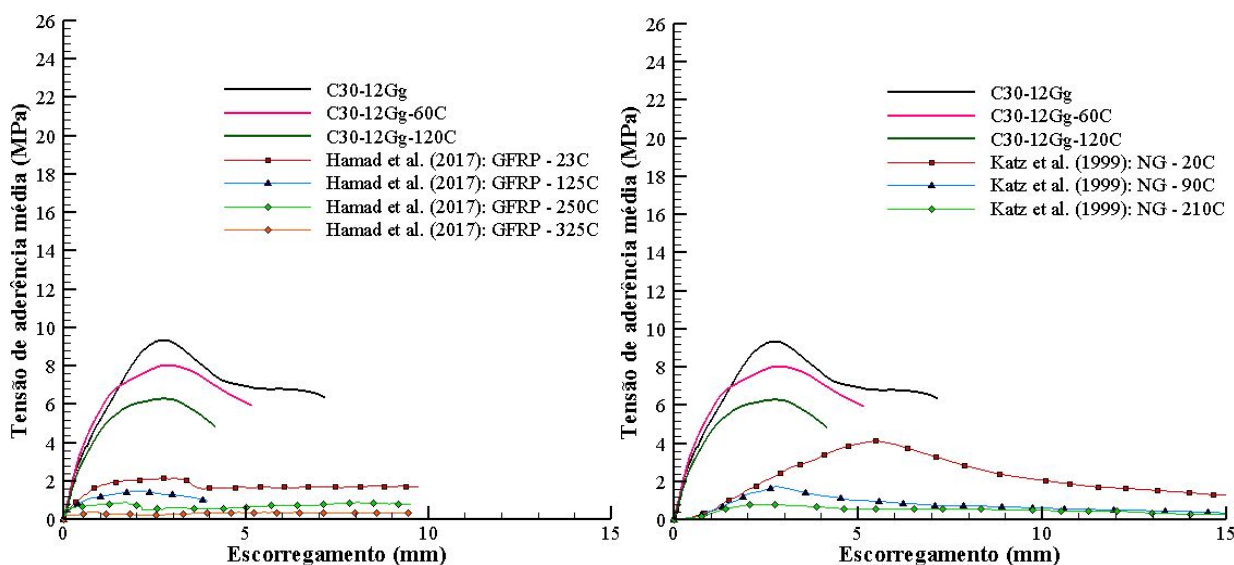
Em geral, verificou-se um padrão de comportamento nas curvas tensão-escorregamento das barras de GFRP e GFRPg, isto é, o trecho ascendente das curvas foi ficando menos íngreme na medida que a temperatura aumentou, indicando uma redução da rigidez na interface.

Foram encontrados na literatura os trabalhos de aderência envolvendo temperaturas de Hamad *et al.* (2017) e Katz *et al.* (1999) com barras de GFRP de resina poliéster, com as respectivas propriedades descritas na Tabela 5.42. Na pesquisa de Hamad *et al.* (2017) foi utilizado um concreto de 40 MPa e barra de diâmetro 10 mm possuía a conformação superficial *helically wrapped*. No trabalho de Katz *et al.* (1999) foi utilizado um concreto de 35 MPa e a barra de diâmetro 12,7 mm possuía a conformação superficial *sand coated*.

A Figura 5.44a mostra as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com a amostra GFRP (diâmetro 10 mm) de Hamad *et al.* (2017). Pode ser observado que a amostra da literatura possuía uma menor rigidez em comparação com a barra de GFRPg testada nesta tese, sendo que ao aumentar a temperatura, a rigidez e tensão de aderência foram reduzindo. Para as temperaturas avaliadas (125, 250 e 325 °C), houve uma redução de τ_1 de 27,41%, 50,20% e 79,20%, respectivamente. Fazendo a interpolação para obter

Tabela 5.42 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12Gg em função das temperaturas 60 e 120 °C

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
Hamad et al. (2017)	GFRP-23C	2,18	3,03	40	GFRP	Poliéster	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	GFRP-125C	1,48	1,97	40	GFRP	Poliéster	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	GFRP-250C	0,91	1,73	40	GFRP	Poliéster	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	GFRP-325C	0,42	0,90	40	GFRP	Poliéster	10	helically wrapped
Katz et al. (1999)	NG-20C	4,13	5,49	35	GFRP	Poliéster	12,7	sand coated
Katz et al. (1999)	NG-90C	1,75	2,80	35	GFRP	Poliéster	12,7	sand coated
Katz et al. (1999)	NG-210C	0,83	2,35	35	GFRP	Poliéster	12,7	sand coated



(a) C30-12Gg em função da temperatura x Literatura Hamad *et al.* (2017)

(b) C30-12Gg em função da temperatura x Literatura Katz *et al.* (1999)

Figura 5.44 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados

τ_1 para as temperaturas de 60 e 120 °C, obteve-se reduções de 9,94% e 26,06%, respectivamente. Ao comparar com a combinação C30-12Gg, exposta a 60 e 120 °C, a redução de τ_1 para estas temperaturas foi de 15,48% e 35,64%, respectivamente, sendo percentuais maiores que os obtidos por Hamad *et al.* (2017).

No caso da investigação de Katz *et al.* (1999), a redução de τ_1 foi de 57,62% para a temperatura de 90 °C e 79,90% quando exposta a 210 °C, em comparação a temperatura ambiente. Ao fazer uma interpolação para encontrar a redução de τ_1 frente as temperaturas 60 e 120 °C, obtém-se percentuais de redução de 32,93% e 63,19%. Como mostrado na Tabela 5.41, os percentuais de redução obtidos para a combinação C30-12Gg foram de 15,48% (C30-12G-60C) e 35,64% (C30-12G-120C) para as temperaturas de 60 e 120 °C, respectivamente, ou seja, obteve-se no presente estudo um melhor desempenho em termos de redução frente a exposição em comparação ao caso da literatura, o que poderia ter relação com a variação no tratamento superficial entre o caso testado (*helically wrapped*) e o da literatura (*sand coated*), ou ainda uma melhora no comportamento térmico em função da adição de grafeno na resina.

A Figura 5.44b mostra as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com Katz *et al.* (1999). Verificou-se que a amostra da literatura possuía uma menor rigidez em comparação com a barra de GFRPg testada nesta tese. Ao aumentar a temperatura de exposição, ocorreu uma redução da rigidez. Ao ser exposta a 210 °C, a rigidez da amostra da literatura encontrava-se praticamente perdida.

Katz *et al.* (1999) constataram que no teste a temperatura ambiente (NG-20C) a camada externa da barra contendo o tratamento *sand coated* foi removida durante o ensaio de arrancamento, permanecendo parte do tratamento sobre deformações côncavas na região do núcleo. À medida que a temperatura aumentava, a camada externa foi perdendo suas propriedades, levando a remoção completa desta camada durante o ensaio de arrancamento.

Outro ponto a ser comentado, conforme apresentado no Capítulo 3, é que na etapa de caracterização das barras, a temperatura de transição vítrea (T_g) da matriz poliéster com a adição de grafeno ficou próxima da T_g da barra com resina éster vinílica, com uma diferença de apenas 4 °C, o que indica um eventual efeito benéfico térmico da adição do grafeno e a necessidade de realizar investigações futuras para analisar o efeito do percentual de adição de grafeno durante a exposição térmica.

Conforme concluído pela pesquisa de Netkueakul *et al.* (2020), com a combinação de 0,5% (em massa) de GNPs e 10% (em massa) de DOPO, um retardador de chamas a base de fósforo, observou-se uma melhoria tanto nas propriedades mecânicas quanto na eficiência de nanocompósitos poliméricos termorrígidos como retardador de chamas. Ou seja, existe a possibilidade promover a melhora no desempenho mecânico (tração e módulo de elasticidade) e térmico das barras de GFRPg, adicionando, além do grafeno, um retardador de chamas na matriz e realizando os respectivos testes para verificar se realmente é eficaz.

Foi feita também uma comparação da redução percentual da aderência tendo por base a barra de GFRP testada. Verificou-se que a barra de GFRPg apresentou uma redução aproximadamente 1% menor que as barras de GFRP para a temperatura de 60 °C e 3% menor para a temperatura de 120 °C. Tais resultados levam a entender que a adição do grafeno proporcionou um ganho pequeno na resistência térmica da barra GFRPg, devido ao notório pior desempenho térmico da matriz poliéster quando comparado com a matriz éster vinílica (ver Figura 2.14, por exemplo). A forma de ruptura se deu pelo rompimento do invólucro helicoidal presente na superfície externa da barra, tal como na barra de GFRP.

Na Tabela 5.43 são apresentados os parâmetros B e C obtidos pela otimização e utilizados no modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)). As propriedades P_u e P_r foram determinadas experimentalmente e os valores foram normalizados.

Tabela 5.43 – Parâmetros modelo degradação: C30-12Gg

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
C30-12Gg				
C30-12Gg-60C	1,00	0,64	-1124,95	-0,1201
C30-12Gg-120C				

É mostrada na Figura 5.45 a curva resultante da aplicação do modelo de degradação em função da temperatura proposto por Correia *et al.* (2013), incluindo os valores experimentais normalizados da resistência na interface. Identificou-se que o modelo empregado neste estudo foi capaz de simular de forma eficaz a redução da tensão do GFRPg ao aumentar a temperatura. O modelo é comparado com os resultados das barras de GFRP. Nota-se uma sutil diferença na tensão residual entre as barras de GFRP e GFRPg para ambas as temperaturas testadas. Ou seja, há indícios de que a substituição da resina éster vinílica por poliéster com grafeno, não levou a degradação das propriedades térmicas das barras, para a faixa de aquecimento analisada, o que pode indicar um efeito benéfico do FRP.

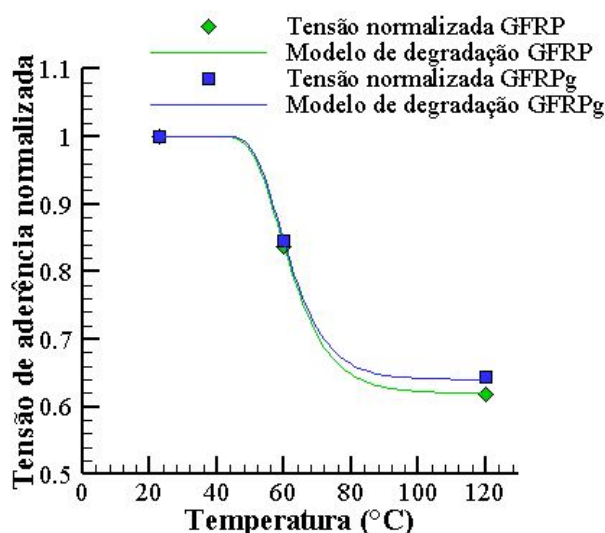


Figura 5.45 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro e adição de grafeno versus vidro

Na Tabela 5.44 são apresentados os parâmetros do modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)) de Correia *et al.* (2013) para os casos da literatura. Cabe ressaltar que como Hamad *et al.* (2017) e Katz *et al.* (1999) não realizaram os testes considerando as temperaturas de 60 e 120 °C utilizadas nesta tese, foi feita a interpolação entre as temperaturas testadas pelo autor e feita a obtenção dos parâmetros e normalização da tensão de aderência τ_1 a partir dos valores interpolados para as temperaturas de 60 e 120 °C.

Ao comparar com a combinação C30-12Gg testada, pode-se inferir que a tensão normalizada τ_1 na faixa dos 60 e 120 °C é próxima ao caso de Hamad *et al.* (2017), enquanto para o caso de

Tabela 5.44 – Parâmetros modelo degradação literatura:
GFRP de Hamad *et al.* (2017) e NG de Katz *et al.* (1999)

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
GFRP-23C GFRP-60C GFRP-120C	1,00	0,74	-754,65	-0,1110
NG-20C NG-60C NG-120C	1,00	0,37	-2115,16	-0,1347

Katz *et al.* (1999) apresentou uma redução mais acentuada, variando cerca de -20% para 60 °C e -30% para 120 °C, ou seja, o presente caso apresentou um comportamento intermediário aos com poliéster tradicional. No entanto, deve-se chamar a atenção que os valores absolutos de aderência nestes últimos casos foram muito inferiores aos casos de poliéster com grafeno testados neste trabalho (ver Figura 5.44).

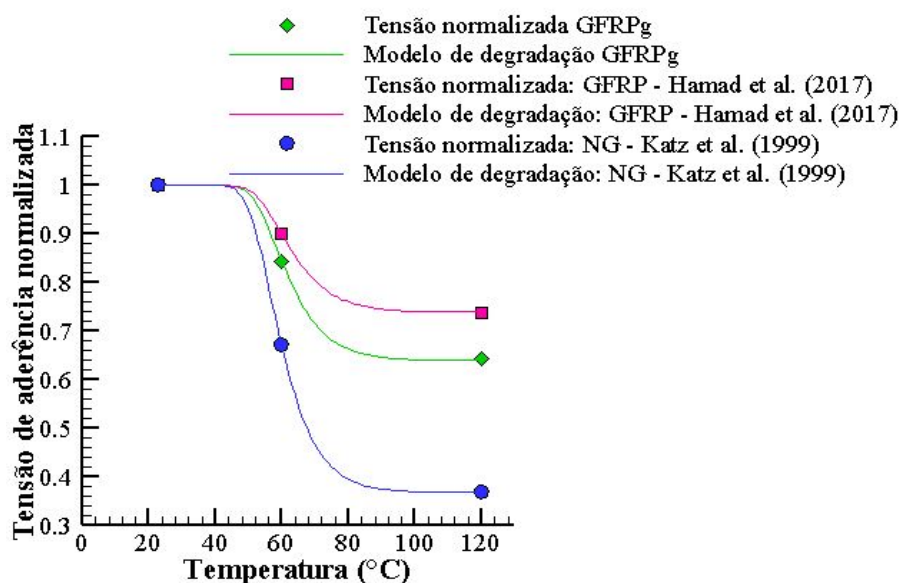


Figura 5.46 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de vidro e adição de grafeno: C30-12Gg vs. GFRP (HAMAD *et al.*, 2017) vs. NG (KATZ *et al.*, 1999)

5.2.3 Casos com barras poliméricas reforçadas com fibras de basalto (BFRP)

Nesta seção são apresentados os resultados experimentais e numéricos dos casos investigados com barras de BFRP expostas a temperatura.

5.2.3.1 Combinação C30-12B-60C

A partir da curva experimental os parâmetros utilizados na simulação numérica (Tabela 5.45) foram obtidos através do processo de otimização com o algoritmo WOA.

Tabela 5.45 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B-60C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12B-60C	CP1	23,703	2,52912	0,48998	4,2336	8,04	4,4633	0,33834
C30-12B-60C	CP2	17,447	2,6503068	0,701	4,96173	-20,0545	3,28983	0,178527
C30-12B-60C	CP3	19,188	3,036975	0,565742	3,51431	-11,3955	3,38585	0,171196

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de abrasão da superfície externa das barras

A Figura 5.47 mostra as curvas tensão de aderência média versus escorregamento da simulação numérica e teste experimental.

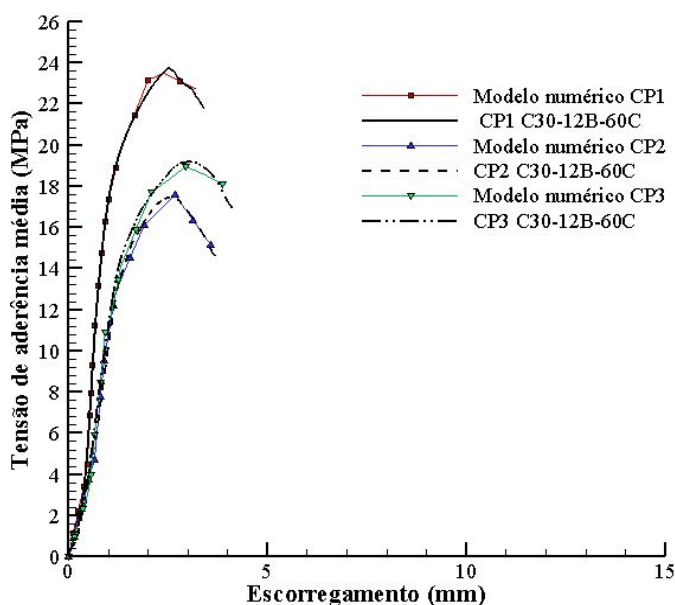


Figura 5.47 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B-60C

A forma de ruptura foi através do arrancamento da barra para todos os casos testados nesta configuração. Após os testes, as amostras foram abertas e constatou-se abrasão na superfície externa das barras conforme mostrado na Figura 5.48.

5.2.3.2 Combinação C30-12B-120C

Foi feita a otimização dos dados experimentais e os parâmetros contidos na Tabela 5.46 foram aplicados na simulação numérica.

As curvas da simulação numérica e testes experimentais são mostradas na Figura 5.49. Pode-se observar que a simulação teve um excelente ajuste aos resultados experimentais, validando o modelo e os parâmetros obtidos pela otimização.



Figura 5.48 – Modo de falha C30-12B-60C

Tabela 5.46 – Parâmetros do modelo numérico C30-12B-120C

Combinação	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12B-120C	CP1	17,724	2,54878	0,4823515	3,963275	-125,2334	2,70844	0,05799765
C30-12B-120C	CP2	13,867	2,73171	0,66923	3,599	-8,9389	2,7588	0,30278
C30-12B-120C	CP3	16,11675	2,63415	0,671642	4,14099	-37,666	2,56668	0,158991

Falha por arrancamento da barra em todos os CPs, com predominância de abrasão da superfície externa das barras

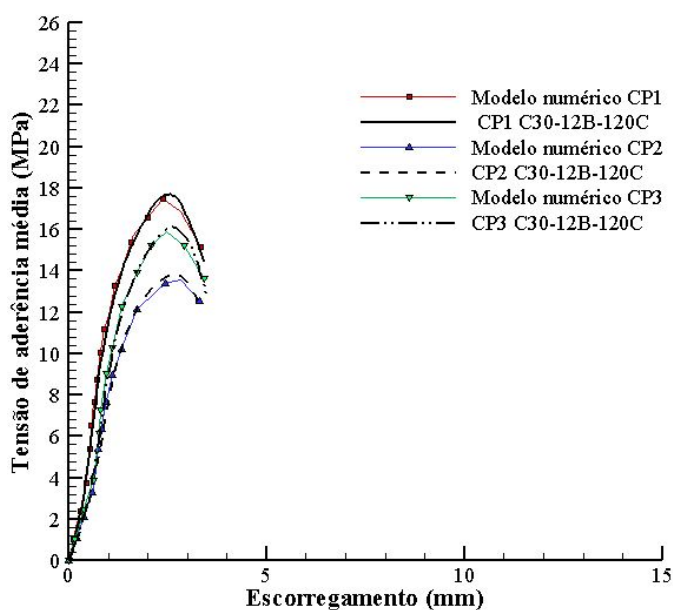


Figura 5.49 – Curvas tensão x escorregamento C30-12B-120C

A forma de ruptura foi através do arrancamento da barra para todos os casos testados nesta configuração. Após os testes, as amostras foram abertas e constatou-se abrasão na superfície externa da barra (Figura 5.50). Ao comparar a ruptura com os casos em temperatura ambiente (C30-12B, Figura 5.28) e temperatura de 60 °C (C30-12B-60C, Figura 5.48), a temperatura de 120 °C resultou em uma falha por abrasão mais intensa na superfície da barra, uma vez que se observa uma superfície significativamente desgastada.



Figura 5.50 – Modo de falha C30-12B-120C

5.2.3.3 Discussão dos resultados

Foi feita a interpolação linear das curvas experimentais tensão-escorregamento para cada combinação analisada e determinada a curva média tensão-escorregamento. Posteriormente, foi feita a determinação dos parâmetros do modelo numérico baseada na curva média pelo algoritmo de otimização WOA e os resultados são mostrados na Tabela 5.47.

Tabela 5.47 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada - Barras de BFRP

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
C30-12B-60C	19,9539	2,64	0,54549	4,0614	3,2486	3,588	0,20887
C30-12B-120C	15,8601	2,63	0,614717	4,1399	-31,1235	2,68845	0,13722

É possível observar na Figura 5.51 as curvas médias tensão-escorregamento em função da temperatura para as diferentes combinações com barras de BFRP analisadas. Observou-se um ótimo ajuste entre os resultados da simulação e experimentais. Assim como nos casos anteriores, ao aumentar a temperatura de exposição, ocorreu perda de resistência na interface, porém o escorregamento s_1 praticamente não variou.

A perda de tensão com o aumento da temperatura apresentou um comportamento semelhante entre as barras poliméricas investigadas (GFRP, GFRPg e BFRP), uma vez que a inclinação do ramo ascendente das curvas é influenciada pelas temperaturas de exposição, com redução da rigidez. Isto também pode ser parcialmente atribuído a reduções na rigidez à tração das barras de FRP com o acréscimo de temperatura. Além disso, apesar do concreto não ter sofrido uma redução considerável na resistência à compressão quando exposto às temperaturas investigadas, Katz *et al.* (1999) mencionam que esta variável também tem sua contribuição na redução da tensão de aderência.

Ao analisar o efeito do aumento da temperatura no comportamento aderente da combinação C30-12B, conforme dados apresentados na Tabela 5.48, observou-se que ocorreu uma redução da

tensão de aderência para a faixa de temperatura de 60 °C de 10,18% em comparação a resistência em temperatura ambiente. Nesta faixa de temperatura a tensão de aderência é de 20,11 MPa, estando dentro do limite de resistência mínima de aderência da barra de FRP com o concreto, estabelecida em 8 MPa pela norma canadense CAN/CSA S807-19. Já para a temperatura de 120 °C, houve uma redução de 28,99% na resistência (15,90 MPa), ainda dentro do mínimo estabelecido na norma canadense. Caso fosse considerado o valor mínimo de tensão de 12 MPa estabelecido pela norma russa GOST 31938-2012, todos os casos apresentariam resistência satisfatória. A análise estatística revelou que a combinação C30-12B não apresentou uma perda significativa na tensão quando exposta a 120 °C, pois ficou no limite do intervalo de confiança, assim indicando que valores maiores de temperaturas de exposição iriam afetar significativamente a redução na tensão.

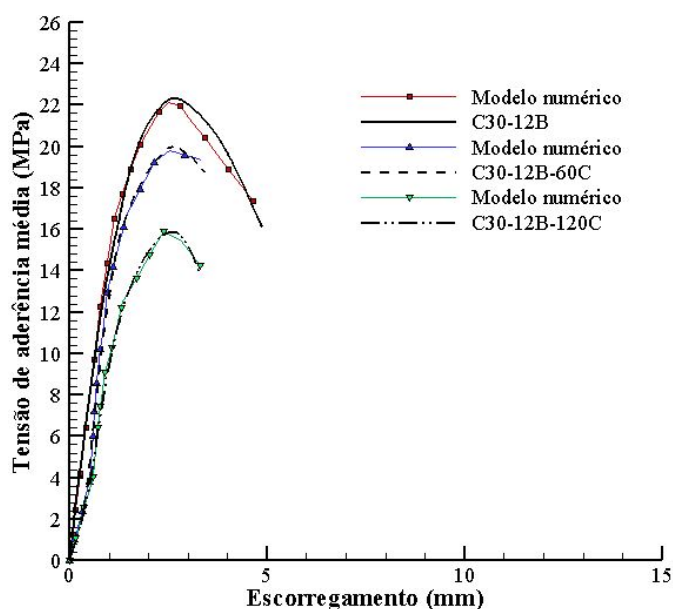


Figura 5.51 – Curvas médias tensão x escorregamento em função da temperatura: BFRP

Tabela 5.48 – Efeito da temperatura no comportamento aderente: C30-12B

Combinações	Temperatura (°C)	Valor médio da tensão máxima de aderência (MPa)	Redução da tensão em função da temperatura (%)	τ_1 normalizada
C30-12B	23	22,39	-	1,00
C30-12B-60C	60	20,11	10,18	0,89
C30-12B-120C	120	15,90	28,99	0,71

Na literatura, Li *et al.* (2017) e Hamad *et al.* (2017) avaliaram a aderência de barras de BFRP expostas a temperaturas. As propriedades da barras de BFRP são apresentadas na Tabela 5.49. No caso de Li *et al.* (2017), não foram apresentadas as curvas tensão-escorregamento e nem os dados referentes ao escorregamento s_1 para as barras de GFRP, apenas foram publicados os valores da tensão τ_1 .

A pesquisa de Li *et al.* (2017) contemplou testes de arrancamento em barras de BFRP de 8 mm com resina epóxi e tratamento superficial *helically wrapped sand coated*, seguindo as

recomendações do ACI 440.3R-04. O concreto utilizado foi C45. No entanto, o autor apresenta apenas 6 curvas tensão-escorregamento no trabalho, uma para cada temperatura testada (23, 70, 120, 170, 220 e 270 °C). Além disso, as curvas apresentadas só mostram o trecho ascendente, não exibindo o comportamento após o pico.

Na Figura 5.52a é possível observar as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com a amostra BFRP de Li *et al.* (2017). Constatou-se que o caso da literatura apresentou uma maior rigidez que o caso testado, mas desenvolveu menores tensões τ_1 na interface.

Na Figura 5.52b é possível observar as curvas experimentais médias tensão-escorregamento obtidas experimentalmente em comparação com a amostra BFRP (diâmetro 10 mm) de Hamad *et al.* (2017). Também pode ser observado que a amostra da literatura possuía uma menor rigidez em comparação com a barra de BFRP testada nesta tese, sendo que ao aumentar a temperatura, a rigidez e tensão de aderência foram reduzindo. Para as temperaturas avaliadas (125, 250 e 325 °C), houve uma redução de τ_1 de 21,84%, 60,92% e 78,92%, respectivamente. Fazendo a interpolação para obter τ_1 para as temperaturas de 60 e 120 °C, obteve-se reduções de 7,92% e 20,77%, respectivamente. Ao comparar com a combinação C30-12B, exposta a 60 (C30-12B-60C) e 120 °C (C30-12B-120C), a redução de τ_1 para estas temperaturas foi de 10,18% e 28,99%, respectivamente, sendo percentuais maiores que os obtidos por Hamad *et al.* (2017) por motivos já discutidos na subseção anterior para a barra de GFRPg.

Tabela 5.49 – Dados da literatura usados na comparação com a combinação C30-12B em função das temperaturas 60 e 120 °C

Referência	Dados experimentais			Propriedades dos materiais				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Barra	Matriz	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
Li et al. (2017)	BFRP-23C	16,32	0,55	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Li et al. (2017)	BFRP-70C	15,92	0,78	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Li et al. (2017)	BFRP-120C	15,16	0,87	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Li et al. (2017)	BFRP-170C	15,53	1,02	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Li et al. (2017)	BFRP-220C	15,23	1,15	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Li et al. (2017)	BFRP-270C	11,15	1,39	45	BFRP	Epóxi	8	helically wrapped + sand coated
Hamad et al. (2017)	BFRP-23C	2,69	2,28	40	BFRP	Epóxi	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	BFRP-125C	1,94	2,21	40	BFRP	Epóxi	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	BFRP-250C	0,92	1,81	40	BFRP	Epóxi	10	helically wrapped
Hamad et al. (2017)	BFRP-325C	0,48	0,98	40	BFRP	Epóxi	10	helically wrapped

Na Tabela 5.50 são apresentados os parâmetros B e C obtidos pela otimização e utilizados no modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)). As propriedades P_u e P_r foram determinadas experimentalmente e os valores foram normalizados.

O modelo é comparado com os resultados das barras de GFRP e GFRPg (Figura 5.53). Notou-se

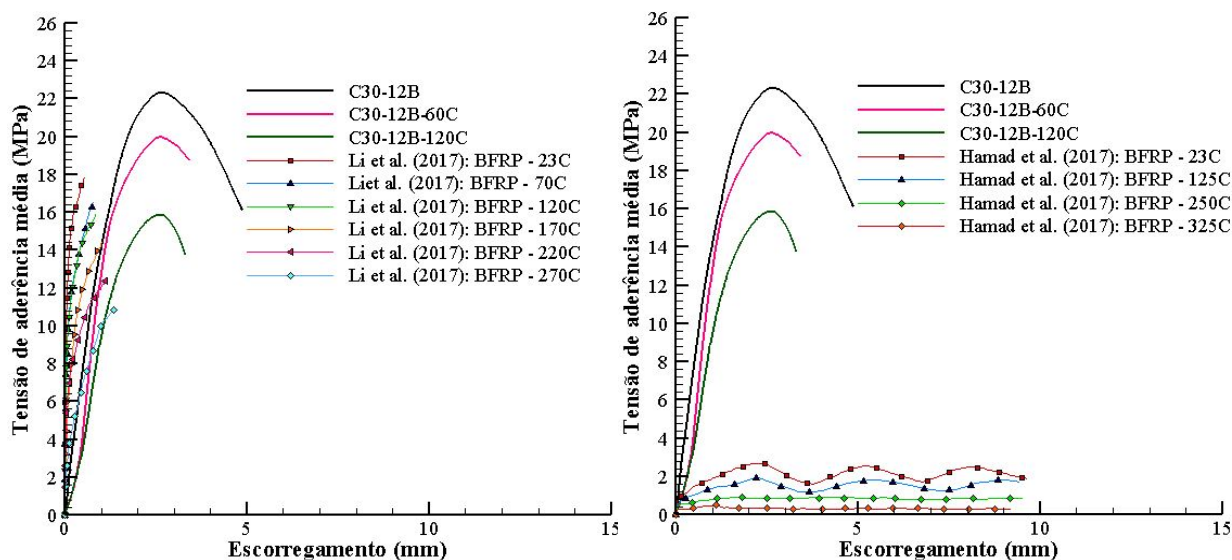
(a) C30-12B em função da temperatura x
Literatura Li *et al.* (2017)(b) C30-12B em função da temperatura x
Literatura Hamad *et al.* (2017)

Figura 5.52 – Curvas tensão x escorregamento da literatura vs. casos testados

Tabela 5.50 – Parâmetros modelo degradação: C30-12B

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
C30-12B				
C30-12B-60C	1,00	0,71	-858,81	-0,1119
C30-12B-120C				

que a barra de BFRP possui maior tensão residual em comparação as barras de GFRP e GFRPg em ambas das temperaturas de exposição avaliadas. Tal resultado pode estar relacionado a maior Tg da barra de BFRP, em comparação as demais. Li *et al.* (2017) e Hamad *et al.* (2017) também concluíram que barras de BFRP têm melhor desempenho térmico que barras de GFRP em geral.

Nesta tese constatou-se que as barras de BFRP experimentam um menor percentual de redução da tensão com o aumento da temperatura em comparação as barras de GFRP e GFRPg investigadas. Para a temperatura de 60 °C, as barras de BFRP perderam cerca de 10% da tensão, enquanto nas barras de GFRP e GFRPg esse percentual foi cerca de 15%. Já para a temperatura de 120 °C, as barras de BFRP perderam cerca de 29% da tensão, enquanto nas barras de GFRP e GFRPg esse percentual foi cerca de 36%. Ou seja, as barras de BFRP com tratamento *helically wounded* sofrem uma redução menor na tensão de aderência em comparação as barras de GFRP/GFRPg com tratamento *helically wrapped* quando expostas a temperaturas até 120 °C.

Na Tabela 5.51 são apresentados os parâmetros do modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)) de Correia *et al.* (2013) para os casos da literatura. Cabe ressaltar que como Hamad *et al.* (2017) não realizou os testes considerando as temperaturas de 60 e 120 °C utilizadas nesta tese, foi feita a interpolação entre as temperaturas testadas pelo autor e feita a obtenção dos

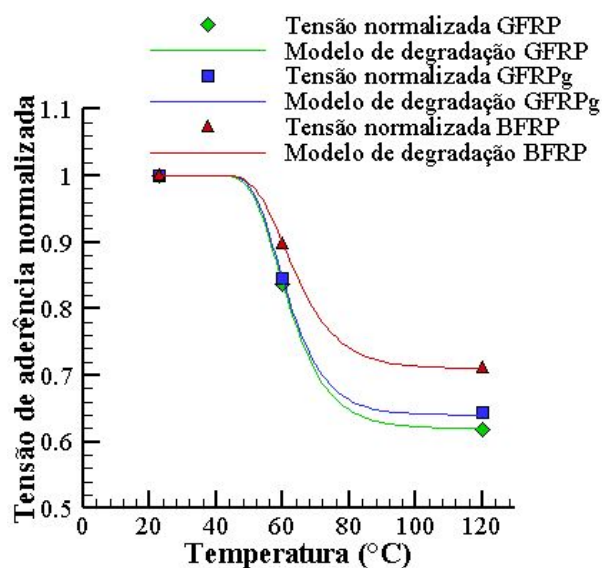


Figura 5.53 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de basalto versus vidro e grafeno

parâmetros e normalização da tensão de aderência τ_1 a partir dos valores interpolados para as temperaturas de 60 e 120 °C. No caso de Li *et al.* (2017), a interpolação foi realizada somente para estimar a tensão na temperatura de 60 °C, uma vez que a temperatura de 120 °C foi testada.

Tabela 5.51 – Parâmetros modelo degradação literatura:
BFRP de Li *et al.* (2017) e BFRP de Hamad *et al.* (2017)

Combinações	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	Pu	Pr	B	C
BFRP-23C BFRP-60C BFRP-120C	1,00	0,93	-500,68	-0,0992
BFRP-23C BFRP-60C BFRP-120C	1,00	0,79	-637,45	-0,1082

Ao comparar com a combinação C30-12B testada (Figura 5.54), pode-se inferir que a tensão normalizada τ_1 na faixa dos 60 °C é bem semelhante entre os casos, enquanto para a temperatura de 120 °C os casos da literatura apresentaram um desempenho superior em cerca de 20% e 10%, para Li *et al.* (2017) e Hamad *et al.* (2017), respectivamente.

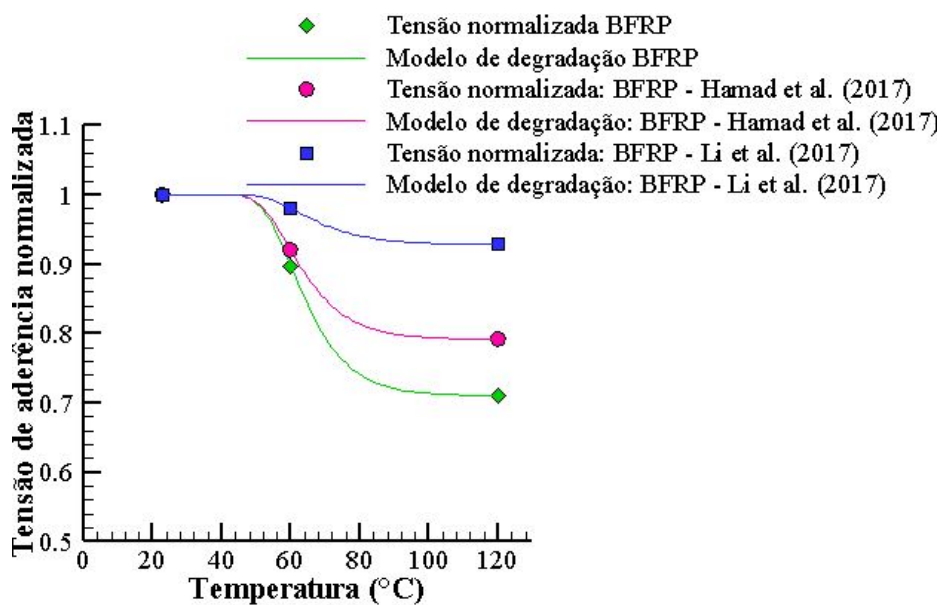


Figura 5.54 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para combinações com barras de fibras de basalto: C30-12B vs. BFRP (LI *et al.*, 2017) vs. BFRP (HAMAD *et al.*, 2017)

6 CONCLUSÕES

Durante o desenvolvimento desta tese foi implementado um modelo numérico para simular o fenômeno de aderência entre o concreto e barras de FRP e um programa experimental contemplando ensaios de arrancamento foi realizado. Dois novos materiais foram considerados: fibras de basalto (BFRP) e resina com adição de grafeno (GFRPg). A adição de grafeno ocorreu em barras de fibras de vidro com resina poliéster. Em termos financeiros, o custo de uma barra de GFRP produzida com resina éster vinílica foi equivalente ao custo de uma barra de GFRPg produzida com resina poliéster e adição de grafeno na matriz. Testes com barras padrão (GFRP) foram realizados para fins comparativos. Além de análises a temperatura ambiente, o efeito térmico também foi estudado.

Na simulação numérica foi utilizado o modelo proposto por Rolland *et al.* (2020), cuja finalidade é simular o comportamento aderente entre barras de FRP e o concreto para corpos de prova submetidos a ensaios de arrancamento direto, permitindo a caracterização da aderência através de parâmetros.

Baseado nos resultados obtidos, as seguintes conclusões podem ser feitas:

1. O programa de elementos finitos funcionou perfeitamente com as condições de contorno e tipologia do problema (axissimétrico). Ao comparar os resultados numéricos com os resultados experimentais, concluiu-se que o modelo é capaz de simular satisfatoriamente o comportamento aderente entre as barras de FRP e o concreto. A solução numérica demonstrou excelente ajuste com os resultados experimentais que foram testados.
2. A utilização do algoritmo metaheurístico WOA para obtenção dos parâmetros do modelo numérico demonstrou sua eficácia através da boa correlação encontrada entre os resultados de testes experimentais e modelagem numérica.
3. Em todos os CPs contidos no programa experimental ocorreu a ruptura por arrancamento e a falha ocorreu na superfície das barras, onde se desencadeou um cisalhamento na superfície e ruptura das fibras. Nas barras de GFRP e GFRPg que possuíam a conformação *helically wrapped*, ocorreu o corte das fibras enroladas helicoidalmente na superfície externa. Nas barras de BFRP Ø 8,0 mm com tratamento *smooth* ocorreu a delaminação da superfície externa, enquanto nas barras BFRP Ø 12,5 mm com tratamento *helically wounded* a superfície externa sofreu abrasão. Não foram observados sinais de fissuração no concreto, indicando um confinamento adequado das barras.

Especificamente para os casos a temperatura ambiente se conclui que:

1. Todas as barras de GFRP apresentaram resistência inferior ao estabelecido pelas normas CAN/CSA S807-19 e GOST 31938-2012 para diâmetro 8 mm, mas desempenho aceitável pelas mesmas normas para diâmetro 12,5 mm.
2. No caso dos elementos testados com barras de fibras de basalto (BFRP), quando utilizado o concreto da classe C20, a resistência na interface para barras de 8,0 mm e tratamento superficial *smooth* foi baixa e insuficiente ao se considerar os valores mínimos estabelecidos nas normas CAN/CSA S807-19 e GOST 31938-2012. No caso das amostras com concreto C30, identificou-se que nas barras de 8,0 mm houve uma redução na tensão de aderência média em comparação a literatura, enquanto nos casos com barras de 12,5 mm houve um acréscimo da tensão da interface, atingindo valores satisfatórios que superaram a tensão mínima estabelecida nas normativas. Concluiu-se que as diferenças no tratamento superficial foi o principal fator que exerceu influência nestas combinações. Como os BFRPs ainda não foram incluídos nas normas e especificações de projeto, os resultados deste estudo experimental contribuirão para integrar o BFRP nas normas e guias de FRP.
3. Os resultados experimentais mostraram um aumento na tensão de aderência ao aumentar o diâmetro da barra de FRP, embora uma tendência inversa seja geralmente relatada na literatura. Contudo, esta variação da tensão na interface não é estatisticamente significativa, independente da classe do concreto.
4. Em relação a influência da resistência à compressão do concreto, concluiu-se que ao aumentar a classe de resistência não ocorre uma variação significativa da tensão na interface, embora os resultados tenham mostrado um aumento de resistência aderente com o aumento da resistência do concreto.
5. As barras com melhor desempenho foram as BFRP Ø 12,5 mm combinadas com tratamento *helically wounded*, por grande margem quando comparadas com as barras de fibras de vidro, o que indica a importância do estudo desta fibra.
6. O comportamento das barras com resina poliéster e grafeno foi similar às barras com matriz éster vinílica, o que pode indicar um efeito positivo do grafeno, mesmo nos baixos níveis volumétricos considerados.

Com relação ao estudo térmico, pode-se concluir que:

1. Para as barras do presente trabalho, chegou-se a conclusão de que a temperatura de 60 °C não causa uma redução significativa da tensão de aderência para todos os tipos de barras de FRP investigadas, o que está de acordo com a literatura.

2. A barra de BFRP com tratamento *helically wounded* apresentou o menor percentual de redução na tensão com a temperatura, sendo o melhor dos casos testados com exposição térmica. Já a barra com adição de grafeno (GFRPg) apresentou um desempenho ligeiramente superior em comparação a barra de GFRP, o que novamente pode ser uma indicação dos benefícios da adição de grafeno.
3. Ao comparar os resultados térmicos das barras de GFRPg, com resina poliéster e adição de grafeno, com casos da literatura com mesma resina, a barra testada apresentou uma redução intermediária da tensão τ_1 , porém a rigidez demonstrou ser a mais eficiente, o que pode ter relação com a adição do grafeno na matriz.

Atualmente, não existem padrões para produção da condição de superfície das barras de FRP, o que resulta em uma variabilidade significativa no comportamento aderente destas barras ao concreto. Diante estas constatações, ainda é necessário cautela no dimensionamento de elementos armados com barras de FRP até entender melhor o seu comportamento frente a tantos parâmetros e ausência de padronização que tornam a compreensão do fenômeno da aderência mais complexa. Além das variações das barras, como o tipo de fibra, matriz, conformação superficial, a natureza não homogênea do concreto pode ter influenciado nos resultados, o que sugere a necessidade de mais investigações.

6.1 SUGESTÕES PARA TRABALHOS FUTUROS

Com base na abordagem exposta neste estudo, surgem oportunidades para a realização de novas pesquisas que visem aprimorar o conhecimento e a compreensão do fenômeno da aderência entre barras de FRP e o concreto.

Uma possibilidade seria testar e analisar o comportamento de barras com outros tratamentos superficiais, como, por exemplo, *sand coated* e *grooved*, a fim de verificar o desempenho destas conformações em comparação as testadas. Poderiam ser exploradas classes de concreto com maior resistência à compressão. Outros tipos de concreto, como o auto-adensável e o concreto de ultra alto desempenho (chamado de UHPC, em inglês, *Ultra High Performance Concrete*) também poderiam ser analisados. O programa experimental poderia ser ampliado para testes em elementos estruturais, como vigas, incluindo análise de abertura de fissuras, a fim de realizar um estudo mais realista.

Em relação a parte numérica, ainda há uma escassez de modelos que possam simular o comportamento da interface concreto-FRP, em comparação com os modelos para barras de aço. Além disso, os modelos existentes se baseiam na suposição de aderência perfeita, o que resulta em pre-

visões não realistas e imprecisas do comportamento estrutural. Portanto, para obter uma análise estrutural precisa, é necessário considerar uma lei que descreva o comportamento de tensão de aderência-escorregamento no modelo numérico. Isso evidencia a necessidade de desenvolver novos modelos que possam simular de maneira mais realista esse fenômeno.

7 REFERÊNCIAS

ABBASI, A.; HOGG, P.J. Fire testing of concrete beams with fibre reinforced plastic rebar. **Composites Part A**, v. 37, p. 1142-1150, 2006.

ABED, F.; MEHAINI, Z.; OUCIF, C.; ABDUL-LATIF, A.; BALEH, R. Quasi-static and dynamic response of GFRP and BFRP bars under compression. **Composites Part C**, v. 2, p. 100034, 2020.

ACHILLIDES, Z.; PILAKOUTAS, K. Bond behavior of fiber reinforced polymer bars under direct pullout conditions. **Journal of Composites for Construction**, v. 8(2), p. 173-181, 2004.

AHMED, A. A.; HASSAN, M.; MOHAMED, H.; ABOUZIED, A.; MASMOUDI, R. Axial behavior of circular CFFT long columns internally reinforced with steel or carbon and glass FRP longitudinal bars. **Engineering Structures**, v. 155, p. 267–278, 2018.

AKBAS, T. T.; CELIK, O. C.; YALCIN, C.; ILKI, A. Monotonic and cyclic bond behavior of deformed CFRP bars in high strength concrete. **Polymers**, v. 8, n. 6, p. 211, 2016.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI). **ACI 318-19**. Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary. American Concrete Institute - ACI 318-19: Farmington Hills, MI, USA, 2019.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI). **ACI 408 R-03**: Bond and development of straight reinforcing bars in tension. ACI Committee 408, Farmington Hills, Michigan, 2012.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI). **ACI 440.1R-06**: Guide for the design and construction of concrete reinforced with FRP bars. ACI Committee 440, 2006.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI). **ACI 440.1R-15**: Guide for the design and construction of structural concrete reinforced with FRP bars. ACI Committee 440, Farmington Hills, Michigan, 2015.

AMERICAN CONCRETE INSTITUTE (ACI). **ACI 440.3R-04**: Guide test methods for Fiber-Reinforced Polymers (FRPs) for reinforcing or strengthening concrete structures. ACI Committee 440, Farmington Hills, Michigan, 2004.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D3171-15**.

Standard Test Methods for Constituent Content of Composite Materials.2015.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D7205/D7205M-06**: Standard test method for tensile properties of fiber reinforced polymer matrix composite bars. 2016.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D7913/D7913M-14**: Standard Test Method for Bond Strength of Fiber-Reinforced Polymer Matrix Composite Bars to Concrete by Pullout Testing. 2020.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D792-20**: Standard Test Methods for Density and Specific Gravity (Relative Density) of Plastics by Displacement. 2020.

AMERICAN SOCIETY FOR TESTING AND MATERIALS (ASTM). **ASTM D7957/D7957M-17**. Standard Specification for Solid Round Glass Fiber Reinforced Polymer Bars for Concrete Reinforcement. 2017.

AMETRANO, D. **Bond characteristics of glass fibre reinforced polymer bars embedded in high performance and ultra-high performance concrete**. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Ryerson University, Toronto, 2011.

ANTONIOU, A.; LU, W. S. **Practical Optimization**: Algorithms and Engineering Applications. Springer, New York, 2007.

ARABY, S.; PHILIPS, B.; MENG, Q.; MA, J.; LAOUI, T.; WANG, C. H. Recent advances in carbon-based nanomaterials for flame retardant polymers and composites. **Composites Part B: Engineering**, v. 212, p. 108675, 2021.

ARMENTIA, S. L.; ENCISO, B.; MOKRY, G.; ABENOJAR, J.; MARTINEZ, M. A. Novel application of a thermoplastic composite with improved matrix-fiber interface. **Journal of Materials Research and Technology**, v. 8(6), p. 5536-5547, 2019.

ASHRAFI, H.; BAZLI, M.; NAJAFABADI, E. P.; OSKOUEI, A. V. The effect of mechanical and thermal properties of FRP bars on their tensile performance under elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 157, p. 1001-1010, 2017.

ASHRAFI, H.; BAZLI, M.; OSKOUEI, A. V.; BAZLI, L. Effect of sequential exposure to UV radiation and water vapor condensation and extreme temperatures on the mechanical properties of GFRP bars. **Journal of Composites for Construction**, 22 (1), 2018.

ASIM, M.; JAWAID, M.; SABA, N.; RAMENGMAWII; NASIR, M.; SULTAN, M. T. H. Processing of hybrid polymer composites - a review. **Hybrid Polymer Composite Materials**, p. 1-22, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16605**: Cimento Portland e outros materiais em pó - Determinação da massa específica. Rio de Janeiro, 2017.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16697**: Cimento Portland - Requisitos. Rio de Janeiro, 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16889**: Concreto - Determinação da consistência pelo abatimento do tronco de cone. Rio de Janeiro, 2020.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16916**: Agregado miúdo - Determinação da densidade e da absorção de água. Rio de Janeiro, 2021.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16917**: Agregado graúdo - Determinação da densidade e da absorção de água. Rio de Janeiro, 2021.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16972**: Agregados - Determinação da massa unitária e do índice de vazios. Rio de Janeiro, 2021.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 16973**: Agregados - Determinação do material fino que passa pela peneira de 75 m por lavagem. Rio de Janeiro, 2021.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 17054**: Agregados - Determinação da composição granulométrica - Método de ensaio. Rio de Janeiro, 2022.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 5738**: Concreto - Procedimento para moldagem e cura de corpos de prova. Rio de Janeiro, 2016.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 5739**: Concreto - Ensaio de compressão de corpos de prova cilíndricos. Rio de Janeiro, 2018.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 6118**: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento. Rio de Janeiro, 2014.

ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS (ABNT). **NBR 7218**: Agregados - Determinação do teor de argila em torrões e materiais friáveis. Rio de Janeiro, 2010.

- AYDIN, F. Experimental investigation of thermal expansion and concrete strength effects on FRP bars behavior embedded in concrete. **Construction and Building Materials**, v. 163(28), p. 1-8, 2018.
- BAENA, M.; TORRES, L.; TURON, A.; BARRIS, C. Experimental study of bond behaviour between concrete and FRP bars using a pull-out test. **Composites: Part B**, v. 40, p. 784-797, 2009.
- BAKIS, C. E.; BANK, L. C.; BROWN, V. L.; COSENZA, E.; DAVALOS, J. F.; LESKO, J. J.; MACHIDA, A.; RIZKALLA, S. H., TRIANTAFILLOU, T. C. Fiber reinforced polymer composites for construction – State-of-the-art review. **Journal of composites for Construction**, v. 6, n. 2, p. 73-87, 2002.
- BANIBAYAT, P.; PATNAIK, A. Variability of mechanical properties of basalt fiber reinforced polymer bars manufactured by wet-layup method. **Materials Design**, v. 56, p. 898-906, 2014.
- BANK, L. C. **Composites for construction: structural design with FRP materials**. John Wiley Sons, 560p., 2006.
- BANK, L. C.; PUTERMAN, M.; KATZ, A. Effect of material degradation on bond properties of fiber reinforced plastic reinforcing bars in concrete. **ACI Materials Journal**, v. 95(3), p. 232–43, 1998.
- BARAN, I.; TUTUM, C. C.; HATTEL, J. H. Probabilistic analysis of a thermosetting pultrusion process. **Science and Engineering of Composite Materials**, v. 23 (1), p. 67-76, 2016.
- BARENBLATT, G. The mathematical theory of equilibrium cracks in brittle fracture. **Advances in Applied Mechanics**, v.7, p. 5–129, 1962.
- BASARAN, B.; KALKAN, I. Development length and bond strength equations for FRP bars embedded in concrete. **Composite Structures**, v. 251, p. 112662, 2020a.
- BASARAN, B.; KALKAN, I. Investigation on variables affecting bond strength between FRP reinforcing bar and concrete by modified hinged beam tests. **Composite Structures**, v. 242, p. 112185, 2020b.
- BAZLI, M.; ABOLFAZLI, M. Mechanical Properties of Fibre Reinforced Polymers under Elevated Temperatures: An Overview. **Polymers**, v. 12, n. 11, p. 2600, 2020.
- BELLAKEHAL, H.; ZAIDI, A.; MASMOUDI, R.; BOUHICHA, M. Behavior of FRP bars-reinforced concrete slabs under temperature and sustained load effects. **Polymers**, v. 6, n. 3, p.

873-889, 2014.

BENMOKRANE, B.; ALI, A. H.; MOHAMED, H. M.; ELSAFTY, A. Laboratory assessment and durability performance of vinyl-ester, polyester, and epoxy glass-FRP bars for concrete structures. **Composites Part B**, v.114, p.163-174, 2017.

BENMOKRANE, B.; ELGABBAS, F.; AHMED, E. A.; COUSIN, P. Characterization and comparative durability study of glass/vinylester, basalt/vinylester, and basalt/epoxy FRP bars. **Journal of Composites for Construction**, v. 19(6), 2015.

BISBY, L. A.; GREEN, M.; KODUR, V. R. Response to fire of concrete structures that incorporate FRP, **Progress in Structural Engineering and Materials**, v. 7(3), p. 136–149, 2005a.

BISBY, L. A.; KODUR, V. K. R. Evaluating the fire endurance of concrete slabs reinforced with FRP bars: Considerations for a holistic approach. **Composites Part B**, v. 38, p. 547-558, 2007.

BISCHOFF, P. H. Deflection calculation of FRP reinforced concrete beams based on modifications to the existing Branson equation. **Journal of Composites for Construction**, v. 11(1), p. 4-14, 2007.

BORGES, S. G. **Influência das variáveis de processo nas propriedades de barras sólidas pultrudadas**. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia de Minas, Metalúrgica e de Materiais, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, 2016.

BOUHET, J. C. **Étude de l'impact de l'humidité et de l'alcalinité sur des armatures de polymères renforcés de fibres (PRF)**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) - Département de génie civil, Université de Sherbrooke, Sherbrooke (Québec), 2015.

BRIK, V. B. **Advanced concept concrete using basalt fiber/bf composite rebar reinforcement**. Final Report for Highway-IDEA Project 86, Transportation Research Board, 2003.

BRISOTTO, D. S. **Um modelo elasto-plástico para a análise da aderência em peças de concreto armado**. Tese (Doutorado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul, UFRGS, Porto Alegre, 2011.

BRISOTTO, D. S.; BITTENCOURT, E.; BESSA, V. M. R. D. Simulation of interface behavior between FRP bars and concrete by an elastic-plastic theory via FEM. **IBRACON Structures and Materials Journal**, v. 11, n. 6, p. 1381-1390, 2018.

BRITISH STANDARD. **BS EN ISO 1302**: Geometrical Product Specifications (GPS) - Indica-

tion of surface texture in technical product documentation. Brussels, 2002.

CAIRNS, J.; DU, Y.; LAW, D. Influence of corrosion on the friction characteristics of the steel/concrete interface. **Construction and Building Materials**, v. 21, p. 190-197, 2007.

CALLISTER, W. D.; RETHWISCH, D. G. **Materials Science and Engineering: An Introduction**. Nova Jersey, EUA: John Wiley Sons, 10th ed., 944p., 2019.

CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION (CSA). **CAN/CSA-S6-06 (R2012)**: Canadian highway bridge design code. CSA, Mississauga, ON, Canada, 2012.

CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION (CSA). **CSA S806-12**: Design and construction of building structures with fibre reinforced polymers. CSA, Mississauga, ON, Canada, 2012.

CANADIAN STANDARDS ASSOCIATION (CSA). **CSA S807-19**: Specification for fibre-reinforced polymers. CSA, Mississauga, ON, Canada, 2019.

CATALDI, P.; ATHANASSIOU, A.; BAYER, I. S. Graphene nanoplatelets-based advanced materials and recent progress in sustainable applications. **Applied Sciences**, v. 8, p. 1438, 2018.

CEB (Comité Euro-International du Béton). Bond test for reinforcing steel: 1-Beam test (7-II-28 D). 2-Pullout test (7-II-128):tentative recommendations. RILEM-FIP-CEB, **Rilem Journal of Materials and Structures**, 6 (32), p. 96-105, 1973.

CEB Bulletin 151. Bond action and bond behaviour of reinforcement. **State-of-the-Art Report**, Comitee Euro-international du Beton Bulletin 151, Paris, 1982.

CHAALLAL, O.; BENMOKRANE, B. Pullout and bond of glass fibre rods embedded in concrete and cement grout. **Materials and Structures** , v. 26 (3), 167-175, 1993.

CHAPRA, S. C.; CANALE, R. P. **Métodos numéricos para engenharia**. Mc Graw Hill, 2011.

CHEN, L.; LIANG, K.; SHAN, Z. Experimental and theoretical studies on bond behavior between concrete and FRP bars with different surface conditions. **Composite Structures**, v. 309, p. 116721, 2023.

COLOMBO, C.; VERGANI, L.; BURMAN, M. Static and fatigue characterization of new basalt fiber reinforced composites. **Composite Structures**, v. 94 (3), p. 1165-1174, 2012.

CORREIA, J. R., GOMES, M. M., PIRES, J. M., BRANCO, F. A. Mechanical behaviour of pultruded glass fibre reinforced polymer composites at elevated temperature: Experiments and

model assessment. **Composite Structures**, v. 98, p. 303–313, 2013.

COSENZA, E.; MANFREDI, G., REALFONZO, R. Behavior and modeling of bond of FRP rebars to concrete. **Journal of Composites for Construction**, v. 1(2), p. 40-51, 1997.

COSENZA, E.; MANFREDI, G.; REALFONZO, R. **Analytical modeling of bond between FRP reinforcing bars and concrete. Non-metallic (FRP) reinforcement for concrete structures**, FRPRCS-2, L. Taerwe, ed., University of Ghent, Belgium, p.164-171, 1995.

COUSIN, P.; HASSAN, M.; VIJAY, P. V.; ROBERT, M.; BENMOKRANE, B. Chemical resistance of carbon, basalt, and glass fibers used in FRP reinforcing bars. **Journal of Composite Materials**, p. 1-20, 2019.

COUTO, I. A. **Análise teórica e experimental do comportamento da aderência entre o concreto e barras de fibra de vidro impregnada por polímero**. Dissertação (Mestrado em Engenharia de Estruturas) - Escola de Engenharia de São Carlos, EESC, São Carlos, 2007.

COX, J. V. Computational models for the bond between FRP reinforcing bars and concrete. In: WHITNEY, J. M. (Ed.). **Proceedings of the American Society for Composites**. Lancaster: Technomic, 1999. session 5A, p. 618-630.

COX, J. V.; HERRMANN, L. R. Development of a plasticity bond model for steel reinforcement. **Mechanics of Cohesive-Frictional Materials**, v. 3, p. 155–180, 1998.

CZIGÁNY, T.; VAD, J.; PÖLÖSKEI, K. Basalt fiber as a reinforcement of polymer composites. **Periodica Polytechnica Mechanical Engineering**, v. 49(1), p. 3-14, 2005.

D'ANTINO, T.; PISANI, M. A.; POGGI, C. Effect of the environment on the performance of GFRP reinforcing bars. **Composites Part B**, v.141, p.123–136, 2018.

DAOUD, A.; MAUREL, O.; LABORDERIE, C. 2D mesoscopic modelling of bar–concrete bond. **Engineering Structures**, v. 49, p. 696-706, 2013.

DAS, S.; DAS, S. Properties for Polymer, Metal and Ceramic Based Composite Materials. **Reference Module in Materials Science and Materials Engineering**. 2021.

DESNERCK, P.; DE SCHUTTER, G.; TAERWE, L. Influence of bar diameter on top-bar effect in self-compacting concrete. In: **International RILEM Conference on Advances in Construction Materials Through Science and Engineering**. RILEM Publications SARL, 2011. p. 239-246.

DESNERCK, P.; LEES, J. M.; MORLEY, C. T. Bond behaviour of reinforcing bars in cracked concrete. **Construction and Building Materials**, v. 94, p. 126-136, 2015.

DHAND, V.; MITTAL, G.; RHEE, K. Y.; PARK, S.-J.; HUI, D. A short review on basalt fiber reinforced polymer composites. **Composites Part B: Engineering**, v. 73, p. 166-180, 2015.

DITTRICH, B.; WARTIG, K.-A.; HOFMANN, D.; MÜLHAUPT, R.; SCHARTEL, B. Flame retardancy through carbon nanomaterials: Carbon black, multiwall nanotubes, expanded graphite, multi-layer graphene and graphene in polypropylene. **Polymer degradation and stability**, v. 98, n. 8, p. 1495-1505, 2013.

DOMENICO, D.; PISANO, A. A.; FUSCHI, P. A FE-based limit analysis approach for concrete elements reinforced with FRP bars. **Composite Structures**, v. 107, p. 594-603, 2014.

DUGDALE, D. S. Yielding of steel sheets containing slits. **Journal of the Mechanics and Physics of Solids**, v. 8(2), p. 100-104, 1960.

DUO, Y.; LIU, X.; LIU, Y.; TAFSIROJJAMAN, T.; SABBROJJAMAN, M. Environmental impact on the durability of FRP reinforcing bars. **Journal of Building Engineering**, v. 43, 102909, 2021.

EL REFAI, A., AMMAR, M., MASMOUDI, R. Bond performance of basalt fiber-reinforced polymer bars to concrete. **Journal of Composites for Construction**, v.19(3), p. 395-406, 2015.

ELGABBAS, F.; VINCENT, P.; AHMED, E. A.; BENMOKRANE, B. Experimental testing of basalt-fiber-reinforced polymer bars in concrete beams. **Composites Part B: Engineering**, v. 91, p. 205-218, 2016.

ELIGEHAUSEN, R.; POPOV, E. P.; BERTERO, V. V. **Local bond stress-slip relationships of deformed bars under generalized excitations**. Report n. UCB/EERC 83/23, University of California, Berkeley, 1983.

ESFANDEH, M.; SABET, A. R.; REZADOUST, A. M.; ALAVI, M. B. Bond performance of FRP rebars with various surface deformations in reinforced concrete. **Polymer Composites**, v. 30, p. 576-582, 2009.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB). FRP reinforcement in RC structures. **Bulletin d'Information de la Federation Internationale du Beton**, n. 40, 2007.

FÉDÉRATION INTERNATIONALE DU BÉTON (FIB). Model Code for Concrete Structures. **Bulletin d'Information de la Federation Internationale du Beton**, 2010.

FEIH, S.; MANATPON, K.; MATHYS, Z.; GIBSON, A. G.; MOURITZ, A. P. Strength degradation of glass fibers at high temperatures. **Journal of Materials Science**, v. 44, p. 392-400, 2009.

FIORE, V.; SCALICI, T.; DI BELLA, G.; VALENZA, A. A review on basalt fibre and its composites. **Composites Part B: Engineering**, v. 74, p. 74-94, 2015.

FUSCO, P. B. **Técnica de armar as estruturas de concreto armado**. Editora Pini. São Paulo, 2ª ed., 396p., 2013.

GALATI, N.; VOLLINTINE, B.; NANNI, A.; DHARANI, L. R.; AIELLO, M. A. Thermal effects on bond between FRP rebars and concrete. In: HOLLAWAY, L. C.; CHRYSSANTHOPOULOS, M. K.; MOY, S. S. J. (Eds.). **Proceedings: Advanced Polymer Composites for Structural Applications in Construction**. Cambridge, UK: Woodhead Publishing Ltd., 2004: 501–508.

GAR, P. S.; MANDER, J. B.; HURLEBAUS, S. Deflection of FRP prestressed concrete beams. **Journal of Composites for Construction**, v. 22(2), p. 04017049, 2018.

GARCÍA-TAENGUA, E.; MARTÍ-VARGAS, J. R.; SERNA, P. Splitting of concrete cover in steel fiber reinforced concrete: Semi-empirical modeling and minimum confinement requirements. **Construction and Building Materials**, v. 66, p. 743-751, 2014.

GHOSH, A. K.; DWIVEDI, M. **Processability of Polymeric Composites**. Springer, New Delhi, 1st ed., 270p., 2020.

GIBSON, A. G.; WU, Y. S.; EVANS, J. T. Laminate theory analysis of composites under load in fire. **Journal of Composite Materials**, v. 40, n. 7, p. 639-658, 2006.

GOLDSTON, M.; REMENNIKOV, A.; SHEIK, M. Experimental investigation of the behaviour of concrete beams reinforced with GFRP bars under static and impact loading. **Engineering Structures**, v. 113, p.220-232, 2016.

GONZALEZ, T. F. **Handbook of approximation algorithms and metaheuristics, computer and information science series**. Chapman Hall/CRC, Boca Raton, FL, 2007.

GODAT, A.; L'HADY, A.; CHAALLAL, O.; NEALE, K. W. Bond behavior of the ETS FRP bar shear-strengthening method. **Journal of Composites for Construction**, v. 16, n. 5, p. 529-539, 2012.

GOVERNMENTAL STANDARD (GOST). **GOST 31938-2012**: Fiber-reinforced polymer bar for concrete reinforcement. General specifications. Moscow, 2012.

GOVINDARAJ, P.; SOKOLOVA, A.; SALIM, N.; JUODKAZIS, S.; FUSS, F. K.; FOX, B.; HAMEED, N. Distribution states of graphene in polymer nanocomposites: A review. **Composites Part B: Engineering**, v. 226, p. 109353, 2021.

GRAVINA, R. J.; LI, J.; SMITH, S. T.; VISINTIN, P. Environmental Durability of FRP Bar-to-Concrete Bond: Critical Review. **Journal of Composites for Construction**, v. 24(4), 03120001, 2020.

GU, X.; DONG, Q. Laboratory test and numerical simulation of bond performance between basalt fiber reinforced polymer rebar and concrete. **Journal of testing and evaluation**, v. 40, n. 7, p. 1148-1155, 2012.

GU, X.; YU, B.; WU, M. Experimental study of the bond performance and mechanical response of GFRP reinforced concrete. **Construction and Building Materials**, v. 114, p. 407-415, 2016.

HADDAD, O. B.; SOLGI, M.; LOÁICIGA, H. A. **Meta-Heuristic and Evolutionary Algorithms for Engineering Optimization**. John Wiley Sons, 2017.

HAJILOO, H.; GREEN, M. F. Bond strength of GFRP reinforcing bars at high temperatures with implications for performance in fire. **Journal of Composites for Construction**, v. 22(6), p. 04018055, 2018.

HAJILOO, H.; GREEN, M. F.; GALES, J. Mechanical properties of GFRP reinforcing bars at high temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 162, p. 142–154, 2018.

HAMAD, R. J. A.; HADDAD, R. H.; JOHARI, M. A. New anchorage system of bars to improve the mechanical performance of post-heated FRP-reinforced concrete beams. **Construction and Building Materials**, v. 229, 117090, 2019.

HAMAD, R. J. A.; JOHARI, M. A. M.; HADDAD, R. H. Mechanical properties and bond characteristics of different fiber reinforced polymer rebars at elevated temperatures. **Construction and Building Materials**, v. 142, p. 521-535, 2017.

HAO, Q.; WANG, Y.; HE, Z.; OU, J. Bond strength of glass fiber reinforced polymer ribbed rebars in normal strength concrete. **Construction and Building Materials**, v. 23, p. 865-871, 2009.

HARAJLI, M.; ABOUNIAJ, M. Bond performance of GFRP bars in tension: Experimental evaluation and assessment of ACI 440 guidelines. **Journal of Composites for Construction**, p. 659–668, 2010.

HASHIM, U. R.; JUMAHAT, A.; JAWAID, M. Mechanical Properties of Hybrid Graphene Nanoplatelet-Nanosilica Filled Unidirectional Basalt Fibre Composites. **Nanomaterials**, v. 11(6), 1468, 2021.

HASSAN, M.; BENMOKRANE, B.; ELSAFTY, A.; FAM, A. Bond durability of basalt-fiber-reinforced-polymer (BFRP) bars embedded in concrete in aggressive environments. **Composites Part B**, v. 106, p. 262-272, 2016.

HENIN, E.; TAWADROUS, R.; MORCOUS, G. Effect of surface condition on the bond of Basalt Fiber-Reinforced Polymer bars in concrete. **Construction and Building Materials**, v. 226, p. 449-458, 2019.

HILLERBORG, A.; MODÉER M.; PETERSSON, P. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements. **Cement and Concrete Research**, v. 6, p. 773–782, 1976.

HLAVIČKA, É. L.-V. Bond after fire. **Construction and Building Materials**, v. 132, p. 210-218, 2017.

HOLLAWAY, L.C. A review of the present and future utilisation of FRP composites in the civil infrastructure with reference to their important in-service properties. **Construction and Building Materials**, v.24(12), p.2419–45, 2010.

HUA, Y.; YIN, S.; FENG, L. Bearing behavior and serviceability evaluation of seawater sea-sand concrete beams reinforced with BFRP bars. **Construction and Building Materials**, v. 243, p. 118294, 2020.

HUANG, H.; YUAN, Y.; ZHANG, W.; HAO, R.; ZENG, J. Bond properties between GFRP bars and hybrid fiber-reinforced concrete containing three types of artificial fibers. **Construction and Building Materials**, v. 250, p. 118857, 2020.

IMJAI, T.; GARCIA, R.; GUADAGNINI, M.; PILAKOUTAS, K. Strength Degradation in Curved Fiber-reinforced Polymer (FRP) Bars Used as Concrete Reinforcements. **Polymers**, v. 12, n. 8, p. 1653, 2020.

INTELLIGENT SENSING FOR INNOVATIVE STRUCTURES (ISIS Canada). **Design Manual Nº 03: Reinforced Concrete Structures with Fibre Reinforced Polymer**. ISIS: Winnipeg, Canada, 2007.

INUWA, I. M.; HASSAN, A.; WANG, D.-Y.; SAMSUDIN, S.; HAAFIZ, M. M.; WONG, S.; JAWAID, M. Influence of exfoliated graphite nanoplatelets on the flammability and thermal

properties of polyethylene terephthalate/polypropylene nanocomposites. **Polymer degradation and stability**, v. 110, p. 137-148, 2014.

IŞILDAR, G. Y.; MORSALI, S.; GARI, Z. H. Z. A comparison LCA of the common steel rebars and FRP. **Journal of Building Pathology and Rehabilitation**, v. 5, p. 1-8, 2020.

JAKUBOVSKIS, R.; KAKLAUSKAS, G. Bond-stress and bar-strain profiles in RC tension members modelled via finite elements. **Engineering Structures**, v. 194, p. 138-146, 2019.

JAPANESE SOCIETY OF CIVIL ENGINEERS (JSCE). **Recommendations for design and construction for concrete structures using continuous fibre reinforcing materials**. Concrete Engineering Series, No. 23, Tokyo, 1997.

KANKAM, C. K. Bond strength of reinforcing steel bars milled from scrap metals. **Materials and Design**, v. 25, p. 231-238, 2004.

KARATAŞ, A. M.; GÖKKAYA, H. A review on machinability of carbon fiber reinforced polymer (CFRP) and glass fiber reinforced polymer (GFRP) composite materials. **Defence Technology**, v. 14, p. 318-326, 2018.

KARBHARI, V. M.; CHIN, J. W.; HUNSTON, D.; BENMOKRANE, B.; JUSKA, T.; MORGAN, R.; LESKO, J. J.; SORATHIA, U.; REYNAUD, D. Durability gap analysis for Fiber-Reinforced Polymer composites in civil infrastructure. **Journal of Composites for Construction**, 7(3), 238–247, 2003.

KASHWANI, G. A.; AL-TAMIMI, A. K. Evaluation of FRP bars performance under high temperature. **Physics Procedia**, v. 55, p. 296-300, 2014.

KATZ, A.; BERMAN, N. Modeling the effect of high temperature on the bond of FRP reinforcing bars to concrete. **Cement and Concrete Composites**, v. 22, p. 433-443, 2000.

KATZ, A.; BERMAN, N.; BANK, L. Effect of high temperature on bond strength of FRP rebars. **Journal of Composites for Construction**, v. 3 (2), p. 73–81, 1999.

KAVEH, A. **Applications of Metaheuristic Optimization Algorithms in Civil Engineering**. Springer, 2017.

KESSLER, E.; GADOW, R.; STRAUB, J. Basalt, glass and carbon fibers and their fiber reinforced polymer composites under thermal and mechanical load. **AIMS Materials Science**, v. 3, p. 1561-1576, 2016.

KHALAF, J.; HUANG, Z. The bond behaviour of reinforced concrete members at elevated temperatures. **Fire Safety Journal**, v. 103, p. 19-33, 2018.

KHANDELWAL, S.; RHEE, K. Y. Recent advances in basalt-fiber-reinforced composites: Tailoring the fiber-matrix interface. **Composites Part B: Engineering**, v. 192, p. 108011, 2020.

LAGIER, F.; MASSICOTTE, B.; CHARRON, J.-P. 3D Nonlinear Finite-Element Modeling of Lap Splices in UHPFRC. **Journal of Structural Engineering**, v. 142(11), 2016.

LEE, J. Y.; LIM, A. R.; KIM, J.; KIM, J. Bond behaviour of GFRP bars in high-strength concrete: bar diameter effect. **Magazine of Concrete Research**, v. 69(11), p. 541-554, 2017.

LI, C.; COONS, E.; STRACHAN, A. Material property prediction of thermoset polymers by molecular dynamics simulations. **Acta Mechanica**, v. 225, p. 1187-1196, 2014.

LI, C.; GAO, D.; WANG, Y.; TANG, J. Effect of high temperature on the bond performance between basalt fibre reinforced polymer (BFRP) bars and concrete. **Construction and Building Materials**, v. 141, p. 44-51, 2017.

LI, C.; MEDVEDEV, G. A.; LEE, E.-W.; KIM, J.; CARUTHERS, J. M.; STRACHAN, A. Molecular dynamics simulations and experimental studies of the thermomechanical response of an epoxy thermoset polymer. **Polymer**, v. 53, p. 4222-4230, 2012.

LI, J. **An investigation of behavior and modeling of bond for reinforced concrete**. Thesis (PhD in Engineering) – Department of Civil and Environmental Engineering, University of Washington, UW, Washington, 2010.

LI, T.; ZHU, H.; WANG, Q.; LI, J.; WU, T. Experimental study on the enhancement of additional ribs to the bond performance of FRP bars in concrete. **Construction and Building Materials**, v. 185, p. 545-554, 2018.

LI, X.; ZHAO, J.; ZHANG, X. A mechanical bond model for reinforcing bar in concrete subjected to monotonic and reversed cyclic loading. **Journal of Building Engineering**, v. 44, p. 102912, 2021.

LIANG, K.; CHEN, L.; SHAN, Z.; SU, R. K. L. Experimental and theoretical study on bond behavior of helically wound FRP bars with different rib geometry embedded in ultra-high-performance concrete. **Engineering Structures**, v. 281, p. 115769, 2023.

LIN, H.; ZHAO, Y.; OZBOLT, J.; FENG, P.; JIANG, C.; ELIGEHAUSEN, R. Analytical model for the bond stress-slip relationship of deformed bars in normal strength concrete. **Construction**

and Building Materials, v. 198, p. 570-586, 2019.

LIN, X.; ZHANG, Y. X. Evaluation of bond stress-slip models for FRP reinforcing bars in concrete. **Composite Structures**, v. 107, p. 131-141, 2014.

LIU, H.; YANG, J.; WANG, X. Bond behavior between BFRP bar and recycled aggregate concrete reinforced with basalt fiber. **Construction and Building Materials**, v. 135, p. 477-483, 2017.

LIU, X.; WANG, X.; XIE, K.; WU, Z.; LI, F. Bond Behavior of Basalt Fiber-Reinforced Polymer Bars Embedded in Concrete Under Mono-tensile and Cyclic Loads. **International Journal of Concrete Structures and Materials**, v. 14, p. 1-15, 2020.

LU, Z.; SU, L.; XIAN, G.; LU, B.; XIE, J. Durability study of concrete-covered basalt fiber-reinforced polymer (BFRP) bars in marine environment. **Composite Structures**, v. 234, 2020.

LU, Z.; XIAN, G. Resistance of basalt fibers to elevated temperatures and water or alkaline solution immersion. **Polymer Composites**, 2016.

LU, Z.; XIAN, G.; LI, H. Effects of elevated temperatures on the mechanical properties of basalt fibers and BFRP plates. **Construction and Building Materials**, v. 127(30), p. 1029-1036, 2016.

LUBLÓY, E.; BALÁZS, G. L.; BOROSNYÓI, A.; NEHME, S. G. Bond of CFRP wires under elevated temperature, in: **Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS)**, Hong Kong, China, pp. 163–168, 2005.

LUNDGREN, K. Bond between ribbed bars and concrete. Part 1: Modified model. **Magazine of Concrete Research**, v.57, n.7, p.371-382, 2005.

LUTZ, L. A.; GERGELY, P. Mechanics of bond and slip of deformed bars in concrete. **ACI Journal Proceedings**, p. 711-721, 1967.

MALLICK, P. K. **Fiber-Reinforced Composites Materials, Manufacturing, and Design**. CRC Press, 3rd ed., 615 p., 2007.

MALVAR, L. J. **Bond stress-slip characteristics of FRP rebars**. Technical Report TR- 2013-SHR, Naval Facilities Engineering Service Center, Port Hueneme, California, 1994.

MASMOUDI, R.; MASMOUDI, A.; OUEZDOU, M. B.; DAOUD, A. Long-term bond performance of GFRP bars in concrete under temperature ranging from 20°C to 80°C. **Construction and Building Materials**, v. 25, p. 486-493, 2011.

MASMOUDI, R.; ZAIDI, A.; GÉRARD, P. Transverse thermal expansion of FRP bars embedded in concrete. **Journal of Composites for Construction**, v. 9, n. 5, p. 377-387, 2005.

MAZAHERIPOUR, H.; BARROS, J. A. O.; SENA-CRUZ, J. M.; PEPE, M.; MARTINELLI, E. Experimental study on bond performance of GFRP bars in self-compacting steel fiber reinforced concrete. **Composite Structures**, v. 95, p. 202-212, 2013.

MENG, Q.; WU, C.; LI, J.; LIU, Z.; WU, P.; YANG, Y.; WANG, Z. Steel/basalt rebar reinforced Ultra-High Performance Concrete components against methane-air explosion loads. **Composites Part B: Engineering**, v. 198, p. 108215, 2020.

MENG, Y.; SIMON, S. L. Relation between mobility factor and diffusion factor for thermoset cure. **Thermochimica acta**, v. 437, n. 1-2, p. 179-189, 2005.

MIRANDA, M. P.; MORSCH, I. B.; BRISOTTO, D. S.; BITTENCOURT, E.; CARVALHO, E. P. Steel-concrete bond behavior: An experimental and numerical study. **Construction and Building Materials**, v. 271, p. 121918, 2021.

MIRJALILI, S.; LEWIS, A. The Whale Optimization Algorithm. **Advances in Engineering Software**, vol. 95, pp. 51–67, 2016.

MIRMIRAN, A.; PHILIP, S. Comparison of acoustic emission activity in steel-reinforced and FRP-reinforced concrete beams. **Construction and Building Materials**, v. 14, p. 299-310, 2000.

MIYANO, Y.; NAKADA, M. **Durability of Fiber-Reinforced Polymers**. Weinheim, DE: Wiley-VCH, 1st ed., 192p., 2018.

MOHAMMED, A. A.; MANALO, A. C.; FERDOUS, W.; ZHUGE, Y.; VIJAY, P. V.; PETTIGREW, J. Experimental and numerical evaluations on the behaviour of structures repaired using prefabricated FRP composites jacket. **Engineering Structures**, v. 210, p. 110358, 2020.

MOURITZ, A. P.; GIBSON, A. G. **Fire properties of polymer composite materials**. Netherlands: Springer, 2006.

NADJAI, A.; TALAMONA, D.; ALI, F. Fire performance of concrete beams reinforced with FRP bars. **Proceedings of the International Symposium on Bond Behaviour of FRP in Structures (BBFS 2005)**, pp. 401–410, 2005.

NANNI, A.; de LUCA, A.; ZADEH, H. J. **Reinforced concrete with FRP bars: Mechanics and Design**. New York, U.S.: CRC Press – Taylor Francis Group, 1st ed., 397p., 2014.

NETKUEAKUL, W.; FISCHER, B.; WALDER, C.; NÜESCH, F.; REES, M.; JOVIC, M.; GAAN, S.; JACOB, P.; WANG, J. Effects of combining graphene nanoplatelet and phosphorous flame retardant as additives on mechanical properties and flame retardancy of epoxy nanocomposite. **Polymers**, v. 12, n. 10, p. 2349, 2020.

NIGRO, E.; BILOTTA, A.; CEFARELLI, G.; MANFREDI, G.; COSENZA, E. Performance under fire situations of concrete members reinforced with FRP rods: Bond models and design nomograms. **Journal of composites for construction**, v. 16(4), p. 395-406, 2012.

NIGRO, E.; CEFARELLI, G.; BILOTTA, A.; MANFREDI, G.; COSENZA, E. Fire resistance of concrete slabs reinforced with FRP bars. Part I: Experimental investigations on the mechanical behavior. **Composites Part B**, v. 42, p. 1739-1750, 2011.

NOCEDAL, J.; WRIGHT, S. **Numerical Optimization** (Springer Series in Operations Research and Financial Engineering). Springer, 2nd ed., 686p., 2006.

OFTADEH, R.; MAHJOOB, M. J.; SHARIATPANAH, M. A novel meta-heuristic optimization algorithm inspired by group hunting of animals: Hunting search. **Computers and Mathematics with Applications**, v. 60, p. 2087-2098, 2010.

ORTIZ, M.; PANDOLFI, A. Finite-deformation irreversible cohesive elements for three-dimensional crack-propagation analysis. **International journal for numerical methods in engineering**, v. 44, n. 9, p. 1267-1282, 1999.

OZBOLT, J.; ELIGEHAUSEN, R. **Numerical simulation of cycling bond-slip behavior**. Bond in Concrete, Proc. Int Conf., CEB, p. 1227-1233, 1992.

OZCOBAN, E. **Comparison of reinforced concrete bridge and fiber reinforced polymer bridge using life cycle assessment**. Thesis (Master of Science in Civil, Architectural and Environmental Engineering), University of Miami, Coral Gables, Florida, 2017.

PALMIERI A.; MATTHYS, S.; TIERENS, M. Basalt fibres: mechanical properties and applications for concrete structures. In: GRANHAM, M.; MAJORANA, C.; SALOMONI, V. editors. **Concrete solutions: proceedings of the international conference on Concrete Solutions**. Leiden, The Netherlands: CRC Press / Balkema; p. 165–169, 2009.

PRASAD, V. V.; TALUPULA, S. A Review on Reinforcement of Basalt and Aramid (Kevlar 129) fibers. **Materials Today: Proceedings**, v. 5, p. 5993-5998, 2018.

QASIM, O. A.; AHMED, A. S. Effects on Bond Strength of Normal, High and Ultra-High Strength Concrete. **International Journal of Civil Engineering and Technology**, v. 9(10), p.

1923-1945, 2018.

RAZAQPUR, A. G.; ISGOR, B. O.; GREENAWAY, S.; SELLEY, A. Concrete contribution to the shear resistance of fiber reinforced polymer reinforced concrete members. **Journal of Composites for Construction**, v. 8(5), p. 452-460, 2004.

REHM, G. **The basic principles of the bond between steel and concrete**. CCA Library Translation n.134, 1961.

RIBEIRO, J. L. D. **Análise experimental dos fatores que influenciam a aderência de barras nervuradas**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre, 1985.

ROBERT, M.; BENMOKRANE, B. Behavior of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures. **Journal of Composites for Construction**, v. 14, p. 353-360, 2010.

ROBERTS, M. W.; CLEMONS, C. B.; WILBER, J. P.; YOUNG, G. W.; BULDUM, A.; QUINN, D. D. Continuum plate theory and atomistic modeling to find the flexural rigidity of a graphene sheet interacting with a substrate. **Journal of Nanotechnology**, v. 2010, 2010.

ROLLAND, A.; ARGOUL, P.; BENZARTI, K.; QUIERTANT, M.; CHATAIGNER, S.; KHADOUR, A. Analytical and numerical modeling of the bond behavior between FRP reinforcing bars and concrete. **Construction and Building Materials**, v. 231, p. 117160, 2020.

ROLLAND, A.; QUIERTANT, M.; KHADOUR, A.; CHATAIGNER, S.; BENZARTI, K.; ARGOUL, P. Experimental investigations on the bond behavior between concrete and FRP reinforcing bars. **Construction and building Materials**, v. 173, p. 136-148, 2018.

ROSA, I. C.; FIRMO, J. P.; CORREIA, J. R.; BARROS, J. A. O. Bond behaviour of sand coated GFRP bars to concrete at elevated temperature–Definition of bond vs. slip relations. **Composites Part B**, v. 160, p. 329-340, 2019.

ROSATO, D. V.; ROSATO, D. V. **Reinforced Plastics Handbook**. Oxford, UK: Elsevier Science, 3rd ed., 1082 p., 2005.

ROSS, A. Basalt fibers: alternative to glass. **Composites Technology**, v. 12(4), p. 44–48, 2006.

ROSSETTI, V. A.; GALEOTA, D.; GIAMMATTEO, M. M. Local bond stress-slip relationships of glass fibre reinforced plastic bars embedded in concrete. **Materials and Structures**, v. 28(6), p. 340–344, 1995.

ROYCHOWDHURY, S.; ROY, Y. A.; DODDS JR, R. H. Ductile tearing in thin aluminum panels: experiments and analyses using large-displacement, 3-D surface cohesive elements. **Engineering Fracture Mechanics**, v. 69, n. 8, p. 983-1002, 2002.

SABET, S. M. M.; AKHLAGHI, F.; ESLAMI-FARSANI, R. The effect of thermal treatment on tensile properties of basalt fibers. **Journal of Ceramic Science and Technology**, v. 6, p. 245-248, 2015.

SALEH, N.; ASHOUR, A.; SHEEHAN, T. Bond between glass fibre reinforced polymer bars and high-strength concrete. **Structures**, p. 139-153, 2019.

SANTOS, P. **Fire Behaviour of GFRP Reinforced Concrete Slabs**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Instituto Superior Técnico, Lisboa, Portugal, 2016.

SEOK, S.; HAIKAL, G.; RAMIREZ, J. A.; LOWES, L. N. High-resolution finite element modeling for bond in high-strength concrete beam. **Engineering Structures**, v. 173, p. 918-932, 2018.

SHAN, Z.; LIANG, K.; CHEN, L. Bond behavior of helically wound FRP bars with different surface characteristics in fiber-reinforced concrete. **Journal of Building Engineering**, v. 65, p. 105504, 2023.

SHAO, S.; SHANG, H.; FENG, H.; WANG, W. Study on the mechanical properties of NPR steel bars and the bonding properties with marine concrete. **Construction and Building Materials**, v. 316, p. 125721, 2022.

SHEN, D.; OJHA, B.; SHI, X.; ZHANG, H.; SHEN, J. Bond stress–slip relationship between basalt fiber-reinforced polymer bars and concrete using a pull-out test. **Journal of Reinforced Plastics and Composites**, v. 35, n. 9, p. 747-763, 2016.

SHEN, D.; WEN, C.; ZHU, P.; LI, M.; OJHA, B.; LI, C. Bond behavior between basalt fiber-reinforced polymer bars and concrete under cyclic loading. **Construction and Building Materials**, v. 258, p. 119518, 2020.

SIDDIKA, A.; ABDULLAH AL MAMUN, MD.; FERDOUS, W.; ALYOUSEF, R. Performances, challenges and opportunities in strengthening reinforced concrete structures by using FRPs - A state-of-the-art review. **Engineering Failure Analysis**, 2020.

SIM, J.; PARK, C.; MOON, D. Y. Characteristics of basalt fiber as a strengthening material for concrete structures. **Composites Part B**, v. 36, p. 504–512, 2005.

- SMITH, M. New developments in carbon fiber. **Reinforced Plastics**, v. 62 (5), p. 266-269, 2018.
- SOLYOM, S.; BALÁZS, G. L. Bond of FRP bars with different surface characteristics. **Construction and Building Materials**, v. 264, p. 119839, 2020.
- SOLYOM, S.; BENEDETTI, M.; GUADAGNINI, M.; BALÁZS, G. L. Effect of temperature on the bond behaviour of GFRP bars in concrete. **Composites: Part B**, v. 183, 107602, 2020.
- SOROUSHIAN, P.; CHOI, K. B. Local bond of deformed bars with different diameters in confined concrete. **ACI Materials Journal**, v. 86(2), 217-222, 1989.
- SOROUSHIAN, P.; CHOI, K. B.; PARK, G. H.; ASLANI, F. Bond of deformed bars to concrete: effects of confinement and strength of concrete. **ACI Materials Journal**, v. 88, n. 3, p. 227-232, 1991.
- STANDARDS COUNCIL OF CANADA. **CAN/CSA S806-02**: Design and construction of building components with fibre reinforced polymers. Canadian Standards Association, Rexdale, Ontario, Canada, 177 pp., 2002.
- SUN, Z.; TANG, Y.; LUO, Y.; WU, G.; HE, X. Mechanical properties of steel-FRP composite bars under tensile and compressive loading. **International Journal of Polymer Science**, v. 2017, 2017.
- SURAHYO, A. **Concrete Construction: Practical Problems and Solutions**. Cham, Switzerland: Springer, 320p., 2019.
- THIYAGARAJAN, P.; PAVALAN, V.; SIVAGAMASUNDARI, R. Mechanical characterization of basalt fibre reinforced polymer bars for reinforced concrete structures. **International Journal of Applied Engineering Research**, v. 13, n. 8, p. 5858-5862, 2018.
- THOMASON, J. A review of the analysis and characterization of polymeric glass fiber sizings. **Polymer Testing**, v. 85, 106421, 2020.
- TIGHIOUART, B.; BENMOKRANE, B.; GAO, D. Investigation of bond in concrete member with fibre reinforced polymer. **Construction and Building Materials**, v. 12, p. 453-462, 1998.
- TOMLINSON, D.; FAM, A. Performance of concrete beams reinforced with basalt FRP for flexure and shear. **Journal of composites for construction**, v. 19, n. 2, p. 04014036, 2015.
- VELJKOVIC, A.; CARVELLI, V.; HAFFKE, M. M.; PAHN, M. Concrete cover effect on the bond of GFRP bar and concrete under static loading. **Composites Part B**, v. 124, p. 40-53, 2017.

VELJKOVIC, A.; CARVELLI, V.; REZAZADEH, M. Modelling the bond in GFRP bar reinforced concrete thin structural members. **Structures**, v. 24, p. 13-26, 2020.

VIEIRA, F. M. P. **Estudo do comportamento da aderência das barras de aço no concreto de alta resistência com adição de microssilica**. Dissertação (Mestrado em Engenharia) – Programa de Pós-Graduação em Engenharia Civil, UFRGS, Porto Alegre, 1994.

VINT, L. M. **Investigation of bond properties of glass fibre reinforced polymer (GFRP) bars in concrete under direct tension**. Master's of Applied Science – Graduate Department of Civil Engineering. University of Toronto, Toronto, 2012.

WAAL, L.; FERNANDO, D.; NGUYEN, V. T.; CORK, R.; FOOTE, J. FRP strengthening of 60 year old pre-stressed concrete bridge deck units. **Engineering Structures**, v. 143, p. 346–357, 2017.

WANG, D.; WANG, L.; GU, X.; ZHOU, G. Effect of basalt fiber on the asphalt binder and mastic at low temperature. **Journal of materials in civil engineering**, v. 25(3), p. 355-364, 2013b.

WANG, H.; SUN, X.; PENG, G.; LUO, Y.; YING, Q. Experimental study on bond behaviour between BFRP bar and engineered cementitious composite. **Construction and Building Materials**, v. 95, p. 448-456, 2015.

WANG, X. L.; ZHA, X. X. Experimental research on mechanical behavior of GFRP bars under high temperature. **Applied Mechanics and Materials**, v. 71, p. 3591–3594, 2011.

WANG, X.; WU, Z.; WU, G.; ZHU, H.; ZEN, F. Enhancement of basalt FRP by hybridization for long-span cable-stayed bridge. **Composites Part B: Engineering**, v. 44 (1), p. 184–192, 2013a.

WANG, Y. C.; KODUR, V. Variation of strength and stiffness of fibre reinforced polymer reinforcing bars with temperature. **Cement and Concrete Composites**, v. 27, p. 864–874, 2005.

WEI, W.; LIU, F.; XIONG, Z.; LU, Z.; LI, L. Bond performance between fibre-reinforced polymer bars and concrete under pull-out tests. **Construction and Building Materials**, v. 227, p. 116803, 2019.

WEI, W.; LIU, F.; XIONG, Z.; YANG, F.; LI, L.; LUO, H. Effect of loading rates on bond behaviour between basalt fibre-reinforced polymer bars and concrete. **Construction and Building Materials**, v. 231, p. 117138, 2020.

WU, G.; WANG, X.; WU, Z.; DONG, Z.; XIE, Q. Degradation of basalt FRP bars in alkaline environment. **Science and Engineering of Composite Materials**, v. 22(6), p. 649-657, 2015.

WU, Z.; WANG, X.; IWASHITA, K.; SASAKI, T.; HAMAGUCHI, Y. Tensile fatigue behaviour of FRP and hybrid FRP sheets. **Composites Part B**, v. 41, p. 396–402, 2010.

WU, Z.; WANG, X.; WU, G. Advancement of Structural Safety and Sustainability with Basalt Fiber Reinforced Polymers. **Proceedings of 6th International Conference on FRP Composites in Civil Engineering (CICE)**, Rome, Italy, 29 pp., 2012.

XUE, W.; YANG, Y.; ZHENG, Q.; FANG, Z. Modeling of bond of sand-coated deformed glass fibre-reinforced polymer rebars in concrete. **Polymers and Polymer Composites**, v. 24, p. 45-56, 2016.

YAHAYA, R.; SAPUAN, S. M.; JAWAID, M.; LEMAN, Z.; ZAINUDIN, E. S. Effect of moisture absorption on mechanical properties of natural fiber hybrid composite. Conference: **13th International Conference on Environment, Ecosystems and Development (EED '15)**: Kuala Lumpur, Malaysia, 2015.

YAN, F.; LIN, Z. Bond behavior of GFRP bar-concrete interface: Damage evolution assessment and FE simulation implementations. **Composite Structures**, v. 155, p. 63-76, 2016.

YAN, F.; LIN, Z.; YANG, M. Bond mechanism and bond strength of GFRP bars to concrete: A review. **Composites Part B: Engineering**, v. 98, p. 56-69, 2016.

YANG, X. S. **Engineering optimization: an introduction with metaheuristic applications**, John Wiley Sons, Hoboken, New Jersey, 2010b.

YANG, X. S. **Nature-inspired metaheuristic algorithms**, 2nd ed. Luniver Press, UK, 2010a.

YAO, S. S.; JIN, F. L.; RHEE, K. Y.; HUI, D.; PARK, S. J. Recent advances in carbon-fiber-reinforced thermoplastic composites: a review. **Composites Part B: Engineering**, v. 142, p. 241-250, 2018.

YOUNG, R. J.; LIU, M.; KINLOCH, I. A.; LI, S.; ZHAO, X.; VALLÉS, C.; PAPEGEORGIU, D. G. The mechanics of reinforcement of polymers by graphene nanoplatelets. **Composites Science and Technology**, v. 154, p. 110-116, 2018.

YU, B.; KODUR, V. Effect of temperature on strength and stiffness properties of near surface mounted FRP reinforcement. **Composites Part B**, v. 58, p. 510–517, 2014.

ZHANG, H.; YAO, Y.; ZHU, D.; MOBASHER, B.; HUANG, L. Tensile mechanical properties of basalt fiber reinforced polymer composite under varying strain rates and temperatures. **Polymer Testing**, v. 51, p. 29-39, 2016.

ZOGHI, M. **The International Handbook of FRP Composites in civil engineering**. New York, U.S.: CRC Press – Taylor Francis Group, 1st ed., 706p., 2013.

ZOTTI, A.; ZUPPOLINI, S.; BORRIELLO, A.; ZARRELLI, M. Polymer nanocomposites based on Graphite Nanoplatelets and amphiphilic graphene platelets. **Composites Part B: Engineering**, p. 110223, 2022.

APÊNDICES

APÊNDICE A – ANÁLISE E DISCUSSÃO DOS RESULTADOS - CASOS DA LITERATURA

Neste subitem são apresentados e analisados os casos oriundos da literatura com base em resultados de pesquisas que envolvem barras de BFRP, por serem as mais recentes disponíveis no mercado da construção civil. Não foram encontradas publicações na literatura de ensaios de arrancamento com barras poliméricas reforçadas com fibras de vidro e grafeno (GFRP,g) para serem incluídas nesta análise.

A geometria das amostras consiste basicamente em uma barra posicionada no centro de um CP de concreto com formato cúbico ou cilíndrico e durante o ensaio é aplicada uma força de tração na armadura, enquanto o elemento de concreto está fixo, e então é medido o deslocamento relativo na interface entre os materiais. Conforme a armadura escorrega, é registrada a força suportada na interface e assim pode-se obter a curva com a relação da tensão de aderência versus escorregamento, sendo que o valor médio da tensão é calculado com base na Equação (A.1).

$$\tau(s) = \frac{F}{\pi d_b l_b} \quad (\text{A.1})$$

Onde: $\tau(s)$ é a tensão de aderência em função do escorregamento (MPa); F é a força de tração (N); d_b é o diâmetro da armadura (mm) e l_b é o comprimento aderente (mm).

As amostras foram modeladas como casos 2D e em função da simetria dos CPs, adotou-se uma geometria axissimétrica. Assim, para as simulações numéricas adotou-se uma malha de elementos finitos axissimétrica, de forma que a barra ficou posicionada ao longo do eixo de simetria. As condições de contorno consistiram em aplicar um deslocamento aos nós da extremidade superior da barra, enquanto o deslocamento vertical foi bloqueado para os nós dos elementos de concreto que estão em contato com o suporte de reação no ensaio. Além disso, os nós da armadura posicionados sob o eixo de simetria foram restringidos na direção horizontal. As malhas foram criadas com o auxílio do software *Ansys*, sendo que foram gerados arquivos de saída com as coordenadas de cada nó, conectividades dos elementos finitos e condições de contorno. No concreto e armadura foram aplicados elementos finitos quadriláteros bi-lineares. Com os arquivos gerados, foi possível elaborar o arquivo de dados no padrão do programa *Metafor*. Os parâmetros α , β , s_0 , τ_0 e τ_∞ do modelo de Rolland *et al.* (2020) foram calibrados pelo ajuste da curva de dados experimentais ao modelo pelo algoritmo de otimização WOA.

A.1 CASOS A TEMPERATURA AMBIENTE

Os primeiros casos analisados foram ensaiados experimentalmente a temperatura ambiente e são expostos a seguir.

A.1.1 Modelagem aplicada a pesquisa de Gu e Dong (2012)

Gu e Dong (2012) conduziram uma investigação para entender o comportamento aderente entre barras de BFRP e o concreto através de ensaios de arrancamento direto. As barras com o tratamento superficial do tipo *grooved*, onde são moldadas nervuras ao longo da superfície da barra, possuíam diâmetro de 10 mm, módulo de elasticidade de 40 GPa, resistência à tração de 1000 MPa e coeficiente de Poisson de 0,2. Já o concreto possuía resistência característica à compressão de 34,5 MPa e coeficiente de Poisson de 0,2. Quanto a geometria, os CPs eram cúbicos com arestas 200 mm. O módulo de elasticidade do concreto foi estimado em 38 GPa através do FIB *Model Code* (2010). Para a modelagem apresentada nesta subseção, foi selecionado o CP “5D-B10D1” com comprimento aderente de cinco vezes o diâmetro da barra. A malha completa empregada na análise é mostrada na Figura A.1a, enquanto na Figura A.1b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Na Tabela A.1 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA.

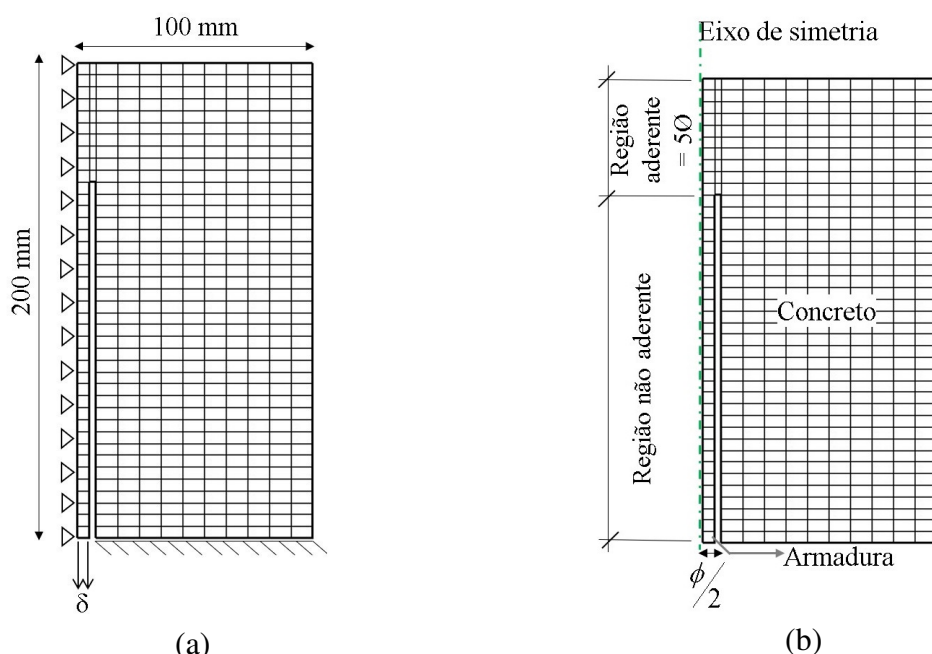


Figura A.1 – Malha empregada na análise via MEF para Gu e Dong (2012): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente

Baseado nos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental, as curvas tensão de aderência média versus escorregamento são mostradas na Figura A.2. Observou-se que o resultado numérico se ajustou bem ao experimento, principalmente no trecho ascendente. Notou-

Tabela A.1 – Parâmetros do modelo numérico - Gu e Dong (2012)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
GU; DONG (2012)	5D-B10D1	17,46	1,95	0,111	4,583	5,185	5,198	0,189

Falha por arrancamento da barra

se que até a tensão atingir o pico com 17,5 MPa, a tensão foi aumentando progressivamente com o aumento do deslocamento relativo entre os materiais concreto-armadura. Posteriormente, houve uma queda na tensão de aderência devido a ruptura da aderência pelo arrancamento da armadura de FRP, o que pode-se perceber através da modelagem, evidenciando sua coerência.

O CP “5D-B10D1” no qual foi aplicada a modelagem numérica possuía um espaçamento entre as nervuras, de 10 mm e uma altura de 1 mm. Foi constatado, a partir da investigação experimental, que quando o espaçamento das nervuras é igual ou maior do que o diâmetro da barra, como é o caso mencionado, pode-se notar claramente quando ocorreu a ruptura da aderência, representando o estágio descendente da curva visualizado na Figura A.2. Porém, nos casos em que o espaçamento das nervuras é menor do que o diâmetro da barra, nenhum estágio descendente óbvio pode ser observado na curva tensão-escorregamento. Conforme Gu e Dong (2012), o espaçamento ideal entre as nervuras é de 80% do diâmetro da barra, pois garantiria uma boa aderência ao concreto ao se esperar que a barra apresente valor de escorregamento máximo inferior a 1 mm.

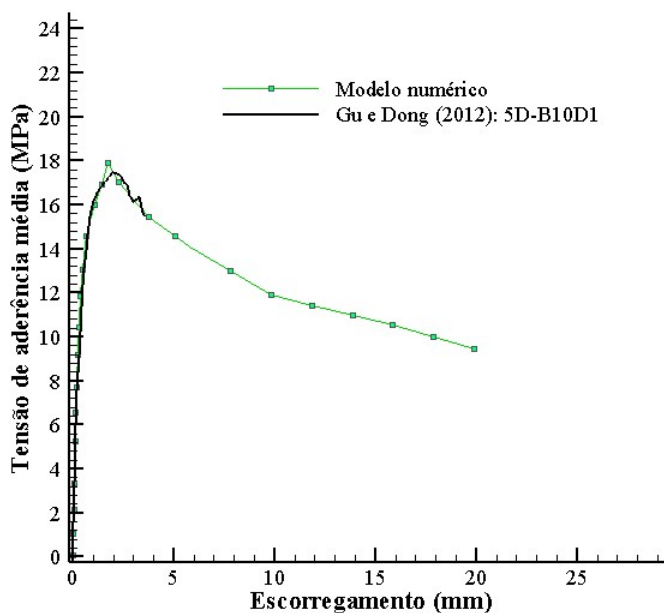


Figura A.2 – Curvas tensão x escorregamento - Gu e Dong (2012)

A.1.2 Modelagem aplicada a pesquisa de Liu *et al.* (2020)

Liu *et al.* (2020) realizaram um estudo para avaliar o fenômeno da aderência entre o concreto e barras de BFRP por meio de ensaios de arrancamento direto. Os elementos de concreto dos CPs

eram cúbicos com arestas 100 mm e no centro estava posicionada a barra de BFRP com diâmetro 12 mm, matriz éster vinílica e tratamento superficial do tipo *grooved*, onde são moldados entalhes ao longo do comprimento da barra. O seu módulo de elasticidade era de 55 GPa, resistência à tração de 1208 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e seu comprimento total 550 mm. O comprimento aderente correspondia a cinco vezes o diâmetro da barra. O concreto possuía uma resistência à compressão de 30 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e seu módulo de elasticidade foi estimado em 37 GPa através do *FIB Model Code* (2010). A modelagem foi aplicada no CP “B-r”. A malha completa empregada na análise é mostrada na Figura A.3a, enquanto na Figura A.3b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Na Tabela A.2 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA.

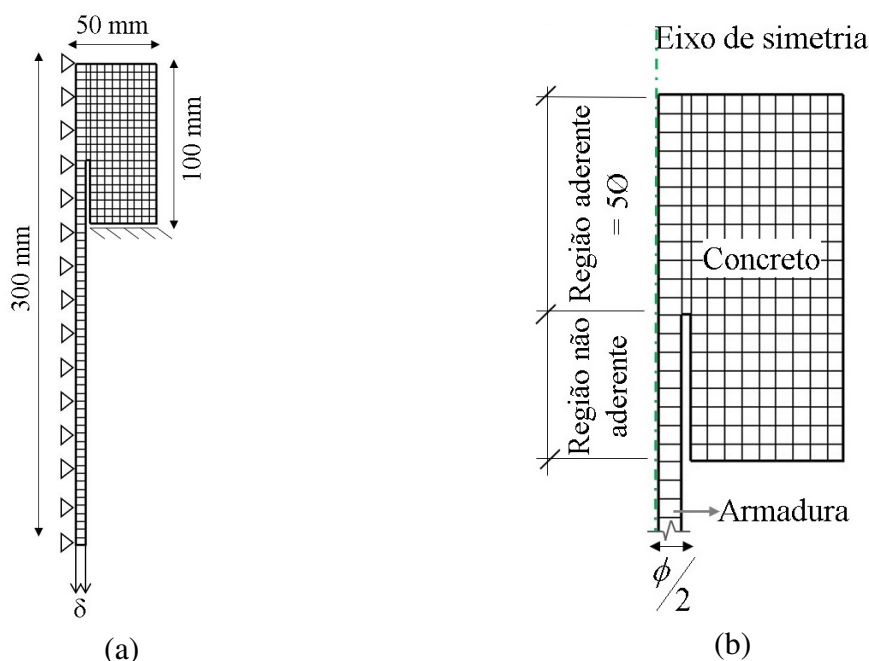


Figura A.3 – Malha empregada na análise via MEF para Liu *et al.* (2020): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

Tabela A.2 – Parâmetros do modelo numérico - Liu *et al.* (2020)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
LIU <i>et al.</i> (2020)	B-r	15,8	1,35	0,189	5,875	0,642	2,272	0,226
Falha por fendilhamento do concreto								

Identificou-se que até a resistência de aderência atingir seu auge, com 15,8 MPa, a tensão foi aumentando progressivamente com o aumento do deslocamento relativo entre os materiais concreto-armadura. Após o pico, diferente dos casos anteriormente apresentados em que a ruptura ocorreu pelo arrancamento da barra, a resistência de aderência da barra de BFRP exibiu uma redução cíclica contra o escorregamento, devido a ruptura pelo fendilhamento do cobrimento de concreto. As curvas tensão de aderência média versus escorregamento obtidas pela modelagem numérica e ensaio experimental são apresentadas na Figura A.4. Notou-se que o resultado

apresentou uma concordância satisfatória entre os valores numéricos e experimentais do estágio inicial até a resistência de aderência máxima, já na fase residual, os experimentos tiveram uma redução cíclica enquanto a simulação numérica apresentou uma curva não linear que ficou entre os intervalos de picos e vales da curva experimental.

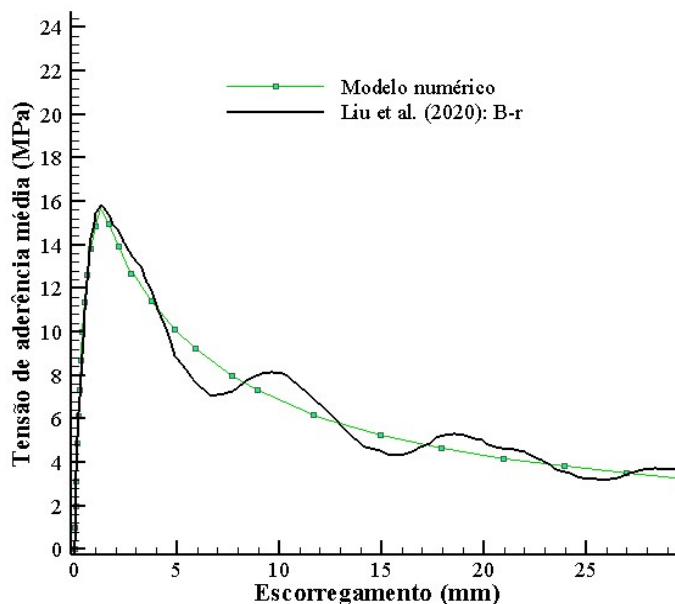


Figura A.4 – Curvas tensão x escorregamento - Liu *et al.* (2020)

Ao fazer uma comparação com barras metálicas, Liu *et al.* (2020) constataram que a tensão de aderência média dos CPs com as barras de BFRP testadas é 29,5% maior do que os CPs com vergalhão de aço (12,2 MPa), tornando-as promissoras ao serem utilizadas em substituição as armaduras metálicas.

Observou-se que após a ruptura da aderência, a curva exibe uma redução cíclica ao escorregar, o que é associado ao fato dos entalhes da barra de BFRP ainda possuírem uma parcela de interação mecânica na interface com o concreto, mesmo após ter ocorrido a falha da aderência. Liu *et al.* (2020) relatam que este comportamento para a fase residual é adequado em termos de ductilidade, o que causaria um excelente desempenho em projetos que considerassem efeitos sísmicos.

Diante dos resultados, a aplicação das barras de BFRP com entalhes ao longo do comprimento da barra, no dimensionamento de elementos de concreto desempenhariam um comportamento aderente confiável em termos de resistência, escorregamento e ductilidade na fase residual.

A.1.3 Modelagem aplicada a pesquisa de Henin *et al.* (2019)

Henin *et al.* (2019) realizaram uma pesquisa para analisar o comportamento aderente entre barras de BFRP e o concreto. As barras possuíam um diâmetro nominal de 10 mm, módulo de elasticidade de 46 GPa, resistência à tração de 999 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e

tratamento superficial *sand coated*. Os CPs para os ensaios de arrancamento contemplavam um cubo de concreto com arestas 200 mm e a barra estava posicionada no centro, tendo um comprimento aderente de 5 vezes o seu diâmetro. A classe de resistência do concreto era 45 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e foi estimado um módulo de elasticidade de 42,6 GPa através do FIB *Model Code* (2010). A malha completa empregada na análise é mostrada na Figura A.5a, enquanto na Figura A.5b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. A modelagem foi aplicada no CP “BFRP-P-P1”, com um revestimento mais fino de areia, denominado *primary sand coating* e no CP “BFRP-S-S5”, com um revestimento mais grosseiro de areia, aplicado em duas camadas, denominado *secondary sand coating*, apresentados a seguir.

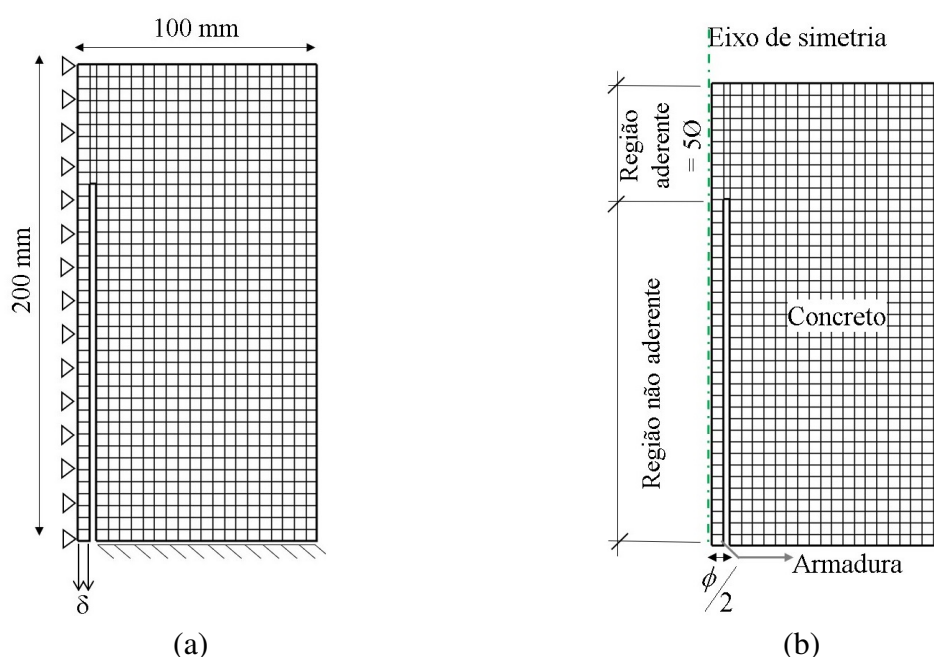


Figura A.5 – Malha empregada na análise via MEF para Henin *et al.* (2019): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente

Na Tabela A.3 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA para o CP "BFRP-P-P1".

Tabela A.3 – Parâmetros do modelo numérico - Henin *et al.* (2019)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
HENIN et al. (2019)	BFRP-P-P1	13,95	0,13	0,00025	2,837	12,815	4,586	0,755

Falha por arrancamento da barra

As curvas mostradas na Figura A.6 exibem um comportamento linear entre a tensão de aderência e o escorregamento até um valor de escorregamento muito pequeno, da ordem de 0,05 mm, sendo a parcela de adesão química o mecanismo que mais contribui para a aderência nesta etapa. Posteriormente, identificou-se um comportamento não linear controlado principalmente pelo atrito. A resistência tem um aumento irrelevante até a ruptura por arrancamento, enquanto o

escorregamento se mostra excessivo. Achillides e Pilakoutas (2004) atribuíram a essa última fase a denominação de tensão residual de aderência, representando o comportamento após a falha. Notou-se um bom ajuste entre os resultados experimental e numérico.

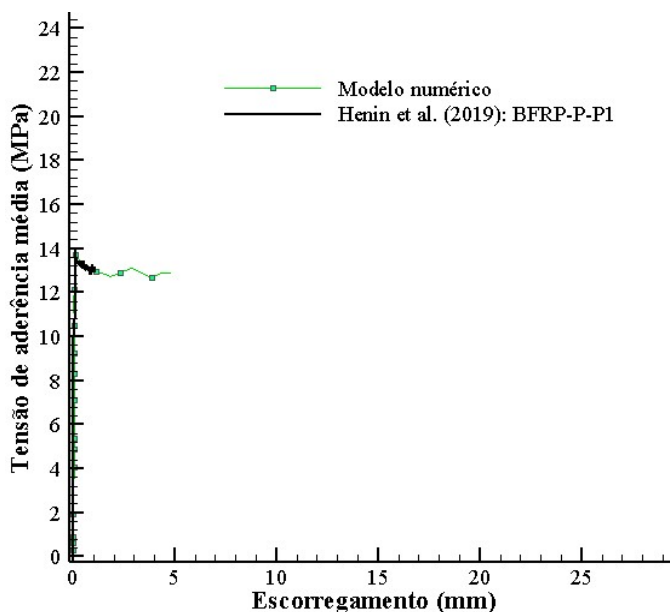


Figura A.6 – Curvas tensão x escorregamento - Henin *et al.* (2019)

Na Tabela A.4 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA para o CP "BFRP-S-S5".

Tabela A.4 – Parâmetros do modelo numérico - Henin *et al.* (2019)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
HENIN <i>et al.</i> (2019)	BFRP-S-S5	25,7	0,12	0,0219	7,0	-73,709	12,360	0,0156

Falha por arrancamento da barra

Baseado nos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental, as curvas tensão de aderência média versus escorregamento são mostradas na Figura A.7. Identificou-se uma boa concordância entre a modelagem e o resultado do experimento. Da mesma forma que no CP "BFRP-P-P1", primeiramente, constatou-se um comportamento linear entre a tensão de aderência e o escorregamento até uma faixa mínima de escorregamento, o que é atribuído a parcela de adesão química. Em seguida, observou-se uma região não linear até a tensão alcançar seu valor máximo com 25,7 MPa e falhar devido ao arrancamento da armadura. Posteriormente, ocorreu uma queda significativa na resistência de aderência. Essa queda, segundo observações semelhantes reportadas no estudo de El Refai *et al.* (2015), pode estar associada com a ruptura da segunda camada do revestimento de areia.

Diante dos resultados obtidos, elucidou-se que o comportamento das barras de BFRP é altamente dependente do tratamento superficial. As barras de BFRP com revestimento mais grosseiro de areia experimentaram um aumento da ordem de 80% na resistência de aderência em comparação

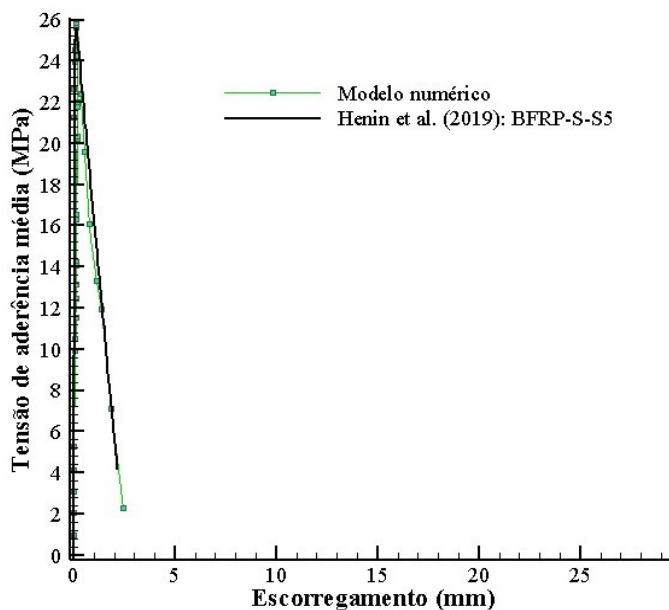


Figura A.7 – Curva tensão x escorregamento - Henin *et al.* (2019)

as barras com o tratamento superficial de areia mais fina. Assim, entendeu-se que, a maior rugosidade obtida por meio da superfície mais grosseira promoveu o acréscimo da aderência na interface armadura-concreto.

A.1.4 Modelagem aplicada a pesquisa de Shen *et al.* (2016)

Uma investigação de Shen *et al.* (2016) para avaliar a aderência contemplou barras de BFRP com o tratamento superficial *helical wrapped* (onde são enrolados filamentos de fibra em forma de hélice ao longo do comprimento da barra) de diâmetros 10, 14 e 20 mm e concretos com resistência a compressão de 40 e 70 MPa. Para a modelagem foi selecionado o CP “C40D10-5”, que consistia em um elemento cúbico de concreto com arestas 150 mm, envolvendo uma barra de diâmetro 10 mm, resistência à tração de 1200 MPa, módulo de elasticidade de 52 GPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e comprimento total de 400 mm, estando posicionada no centro do cubo. A resistência à compressão do concreto era 40 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e seu módulo de elasticidade de 42 GPa foi estimado através do FIB *Model Code* (2010). O comprimento aderente, no centro do eixo de simetria do cubo, era de cinco vezes o diâmetro da barra. A malha completa empregada na análise é mostrada na Figura A.8a, enquanto na Figura A.8b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA são apresentados na Tabela A.5.

As curvas tensão de aderência média versus escorregamento obtidas pela modelagem numérica e ensaio experimental são mostradas na Figura A.9. A fase inicial da curva, quase linear com um aumento da tensão e baixo escorregamento, era esperada por ser controlada principalmente pela

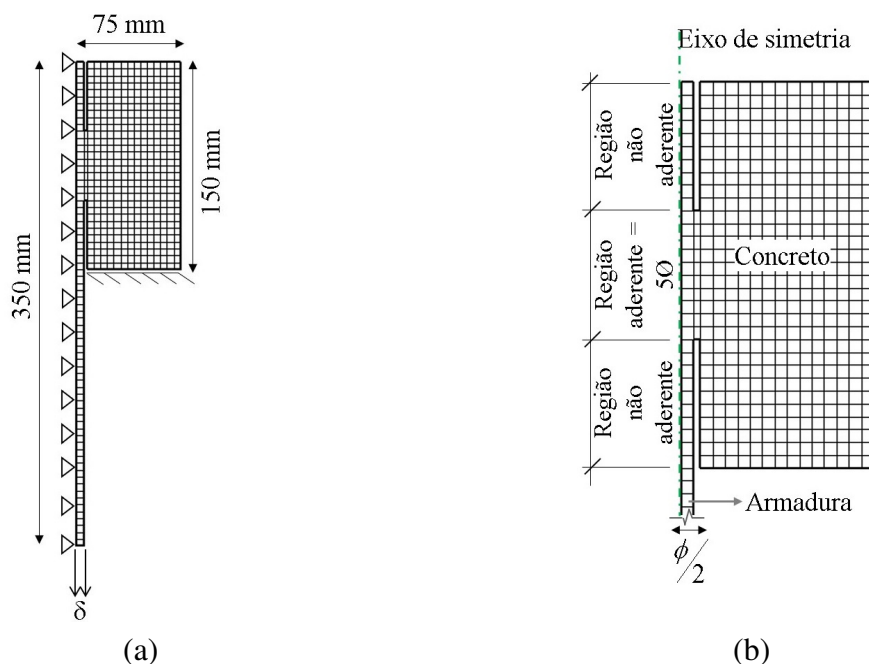


Figura A.8 – Malha empregada na análise via MEF para Shen *et al.* (2016): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

Tabela A.5 – Parâmetros do modelo numérico - Shen *et al.* (2016)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
SHEN <i>et al.</i> (2016)	C40D10-5	13,17	2,94	0,139	3,386	6,588	1,569	2,408

Falha por fendilhamento do concreto e ruptura da barra

parcela de adesão relacionadas as propriedades da barra e concreto circundante. Posteriormente, a curva passa a apresentar um comportamento não linear, induzindo a um pequeno escorregamento até a resistência de aderência atingir seu valor máximo, com 13,2 MPa. Neste estágio, a resistência de aderência é controlada principalmente pelas parcelas de atrito e intertravamento mecânico das deformações da barra com o concreto. A fase residual representou a rápida redução da carga com aumento significativo do escorregamento, demonstrando que a aderência foi perdida.

No trecho ascendente até o pico da resistência observou-se que ocorreu um bom ajuste do resultado numérico ao experimento. No entanto, depois que houve a ruptura da aderência, a resistência da barra de BFRP exibiu uma redução cíclica contra o escorregamento no ensaio experimental, por outro lado a simulação numérica apresentou uma curva não linear que passou no centro dos extremos relativos (picos e vales) da fase residual da curva experimental.

A ocorrência deste comportamento cíclico, assim como manifestado no corpo de prova "B-r" de Liu *et al.* (2020), evidencia que nestes casos a ruptura ocorre pelo fendilhamento do cobrimento de concreto e, além disso, Shen *et al.* (2016) atribuíram a falha devido a ruptura da barra de FRP. Além da forma de ruptura da aderência ser coincidente, outra explicação para este comportamento de redução cíclica após a falha, é devido as deformações superficiais

nas barras de BFRP, neste caso com o tratamento superficial *helical wrapped*, agregando a armadura ondulações, possibilitando, desta forma, certa interação mecânica com as deformações parcialmente engrenadas ao concreto mesmo após a ruptura.

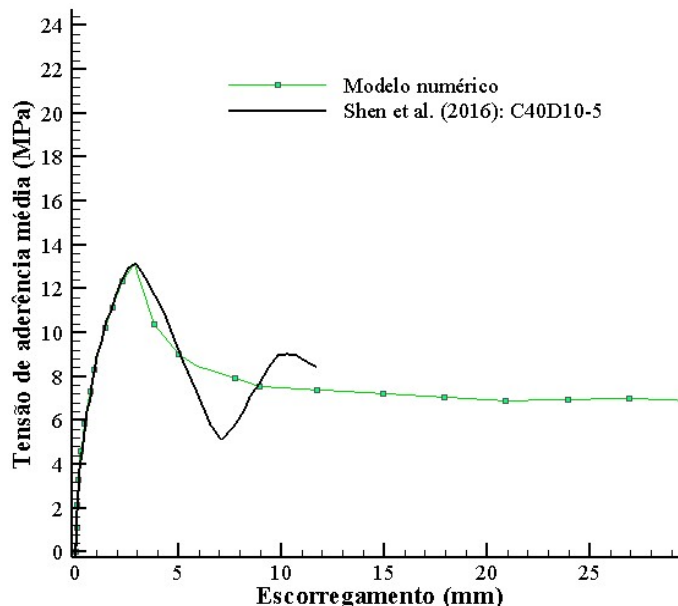


Figura A.9 – Curvas tensão x escorregamento - Shen *et al.* (2016)

A.1.5 Modelagem aplicada a pesquisa de El Refai *et al.* (2015)

El Refai *et al.* (2015) realizaram uma investigação visando compreender o comportamento aderente entre barras de BFRP e o concreto por meio de testes de arrancamento direto. Os CPs consistiam em um cilindro de concreto com diâmetro 150 mm e altura 300 mm, que envolvia a armadura posicionada no eixo central do elemento, esta com um comprimento de 1000 mm. Em todos os CPs testados o comprimento aderente, no centro do eixo de simetria do elemento, era cinco vezes o diâmetro da barra. O concreto possuía resistência característica à compressão de 50MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e o módulo de elasticidade foi estimado em 44,1 GPa através do FIB *Model Code* (2010). Dentre os casos testados, foi selecionado para a aplicar a modelagem numérica o CP “B10-50-1”, com barra de diâmetro 10 mm. As barras possuíam módulo de elasticidade de 48 GPa, resistência à tração de 1017 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e tratamento superficial do tipo *grooved sand coated*, onde são moldados entalhes ao longo do comprimento da barra e é feita a impregnação de areia.

A malha completa empregada na análise do CP “B10-50-1” é mostrada na Figura A.10a, enquanto na Figura A.10b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA são apresentados na Tabela A.6.

Levando em conta os resultados obtidos com a modelagem numérica e ensaio experimental, as

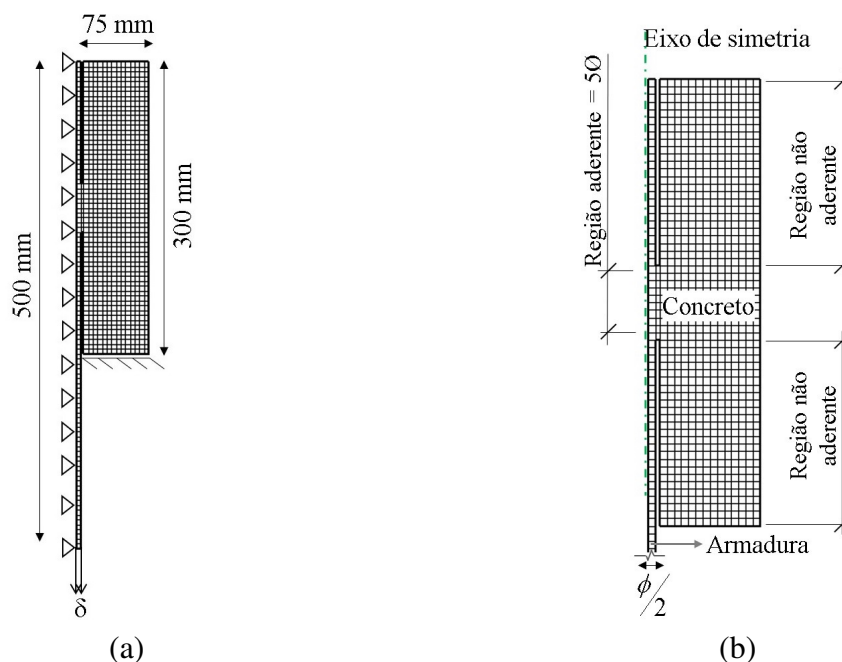


Figura A.10 – Malha empregada na análise via MEF para El Refai *et al.* (2015): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

Tabela A.6 – Parâmetros do modelo numérico - El Refai *et al.* (2015)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
EL REFAI <i>et al.</i> (2015)	B10-50-1	14,37	0,55	0,071	2,972	3,143	14,207	0,204
Falha por arrancamento da barra								

curvas tensão de aderência média versus escorregamento são exibidas na Figura A.11. Percebeu-se que o resultado numérico apresentou uma excelente concordância com o resultado do teste experimental.

As curvas revelam um ramo ascendente inicial até a tensão máxima, com 14,4 MPa, onde verificou-se que o aumento da tensão de aderência foi acompanhado por um aumento do escorregamento entre a barra e o concreto circundante. A forma de ruptura foi através do arrancamento da barra, controlada pela sua resistência ao cisalhamento. A curva também mostra o estágio descendente, depois do pico na tensão, onde observou-se uma queda acentuada na resistência acompanhada por um aumento do escorregamento da barra.

O tratamento superficial com entalhes na barra de BFRP impossibilitaram a continuidade da superfície de areia e, dessa forma, segundo El Refai *et al.* (2015), os entalhes não exerceram influência no comportamento aderente.

Além das barras de BFRP, a pesquisa de El Refai *et al.* (2015) contemplou CPs com barras de GFRP. Os resultados indicaram que as barras de fibras de basalto reduzem a resistência de aderência média em 25% quando comparadas as barras de fibras de vidro. Porém, as evidências

indicam seu potencial para serem usadas como armadura interna em elementos de concreto armado.

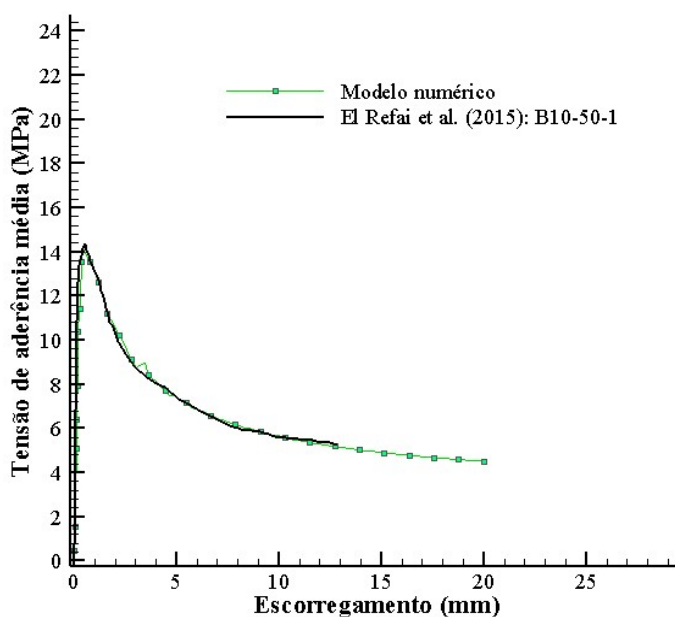


Figura A.11 – Curvas tensão x escorregamento - El Refai *et al.* (2015)

A.1.6 Modelagem aplicada a pesquisa de Wei *et al.* (2019)

Na pesquisa de Wei *et al.* (2019) foi investigado o fenômeno da aderência entre barras de BFRP e o concreto através de testes de arrancamento direto. Os elementos de concreto dos CPs eram cúbicos com arestas 150 mm e no centro estava posicionada a armadura, esta com um comprimento de 800 mm. Para todos os CPs testados o comprimento aderente era cinco vezes o diâmetro da barra. O concreto possuía resistência característica à compressão de 32,6 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e módulo de elasticidade 25,1 GPa. A modelagem foi aplicada no CP “B8S”, com uma barra de diâmetro 8 mm, resistência à tração de 1122 MPa, módulo de elasticidade de 47,6 GPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e tratamento superficial *sand coating*, e no CP “B10S”, com uma barra de diâmetro 10 mm, resistência à tração de 952 MPa, módulo de elasticidade de 50,7 GPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e tratamento superficial *sand coating*. A modelagem dos casos analisados é apresentada a seguir.

A malha completa empregada na análise do CP "B8S" é mostrada na Figura A.12a, enquanto na Figura A.12b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA são apresentados Tabela A.7.

As curvas tensão de aderência média versus escorregamento obtidas por meio da modelagem e teste experimental podem ser visualizadas na Figura A.13, demonstrando que o resultado numérico apresentou consonância com o teste experimental. Observou-se que no estágio inicial,

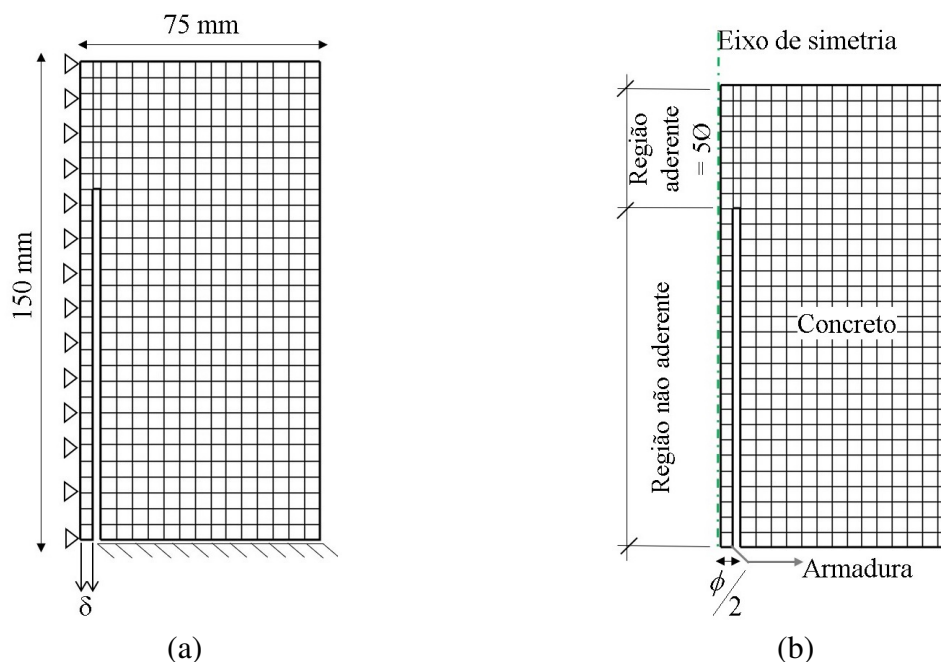


Figura A.12 – Malha empregada na análise via MEF para Wei *et al.* (2019): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

Tabela A.7 – Parâmetros do modelo numérico - Wei *et al.* (2019)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
WEI <i>et al.</i> (2019)	B8S	10,313	2,709	0,182	4,365	-2,217	2,799	0,136

Falha por arrancamento da barra

até a tensão alcançar seu valor máximo com 10,3 MPa, ocorreu um aumento na tensão para baixos níveis de escorregamento. Porém, após a ruptura da aderência pelo arrancamento da barra, identificou-se uma intensa diminuição na resistência acompanhada pela majoração do escorregamento.

A malha completa empregada na análise do CP "B10S" é mostrada na Figura A.14a, enquanto na Figura A.14b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. Os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA são apresentados Tabela A.8.

Tabela A.8 – Parâmetros do modelo numérico - Wei *et al.* (2019)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
WEI <i>et al.</i> (2019)	B10S	10,5	2,86	0,1001	4,784	1,021	12,537	0,120

Falha por arrancamento da barra

A partir dos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental, podem ser observadas as curvas tensão de aderência média versus escorregamento na Figura A.15. Percebeu-se que o resultado numérico se mostrou estar de acordo com os dados experimentais. Na região ascendente da curva, a tensão foi aumentando progressivamente com o aumento do

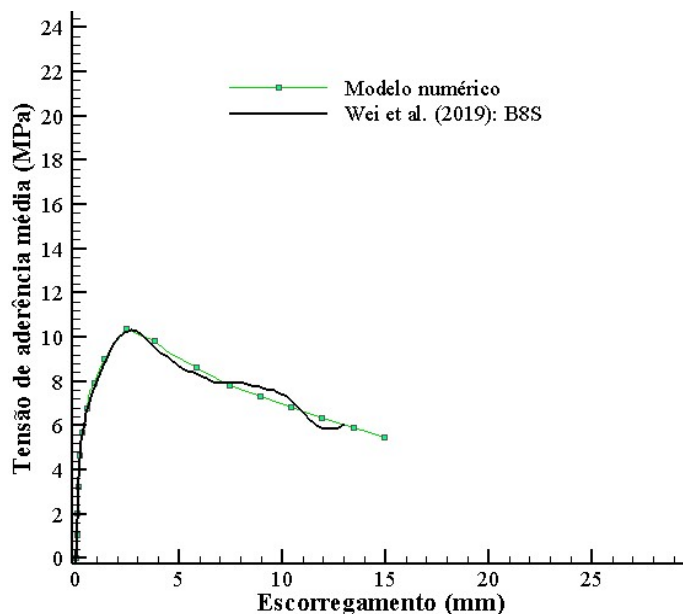


Figura A.13 – Curvas tensão x escorregamento - Wei *et al.* (2019)

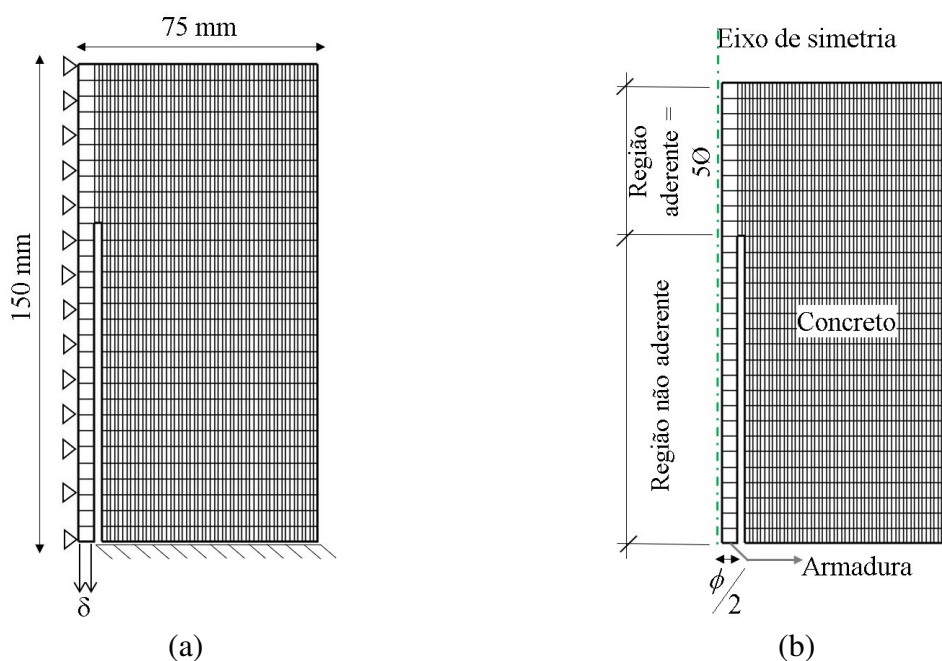


Figura A.14 – Malha empregada na análise via MEF para Wei *et al.* (2019): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

deslocamento relativo entre os materiais concreto-armadura até atingir 10,5 MPa. Depois, ocorreu uma diminuição na tensão, em função da falha de aderência caracterizada pelo arrancamento da armadura, acompanhada pelo aumento do escorregamento.

Para os CPs analisados, entendeu-se que o mecanismo de aderência que mais exerceu influência foi o atrito em função da rugosidade superficial das barras, revestidas com areia. De acordo com Xue *et al.* (2016), quando a aderência é controlada pela parcela de atrito, mesmo para baixos níveis de escorregamento surge uma grande tensão de aderência, o que pode ser observado nos ca-

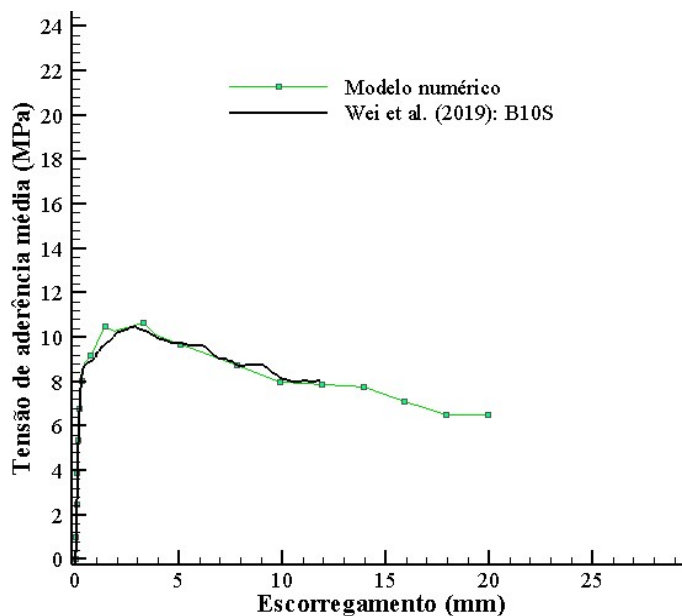


Figura A.15 – Curvas tensão x escorregamento - Wei *et al.* (2019)

sos analisados nesta subseção. Como resultado, o estágio inicial da curva tensão-escorregamento é notavelmente íngreme. À medida que o escorregamento aumentou, ocorreu o incremento da extensão do dano na interface concreto-armadura e uma redução da contribuição da parcela de atrito. Dessa forma, ao atingir a tensão de aderência máxima, a curva de tensão-escorregamento passou a apresentar um decréscimo na resistência. Devido ao engrenamento mecânico causado por variáveis, como a forma deformada e rugosa da superfície das barras de FRP e a estrutura não uniforme do concreto, a curva tensão-escorregamento apresentou um suave comportamento cíclico no segmento descendente.

Conforme Achillides e Pilakoutas (2004), a interface de cisalhamento formada em ambos os lados da camada de areia, e a localização do dano dependem principalmente da resistência ao cisalhamento da resina e do concreto. Quando a resistência ao cisalhamento do concreto é relativamente pequena, o dano sempre aparece na interface de cisalhamento entre a camada de areia e o concreto. Já quando a resistência ao cisalhamento da resina é relativamente pequena, o dano ocorre na interface de cisalhamento entre a camada de areia e a barra de FRP. Para os CPs “B8S” e “B10S”, seus danos ocorreram parcialmente na interface de cisalhamento entre a camada de areia e o concreto e parcialmente na interface de cisalhamento entre a camada de areia e a barra de FRP, indicando um bom comportamento aderente entre as barras de BFRP e o concreto.

Diante dos resultados obtidos, ao levar em consideração na análise da resistência de aderência os diferentes diâmetros das barras para os CPs analisados, há indícios de que esta variável não exerceu influência no comportamento aderente, uma vez que foi constatada uma diferença máxima na resistência de aproximadamente 1,5%.

A.1.7 Modelagem aplicada a pesquisa de Wang *et al.* (2015)

Wang *et al.* (2015) conduziram uma investigação para entender o comportamento aderente entre o concreto e barras de BFRP. As barras possuíam módulo de elasticidade de 50,6 GPa, resistência à tração de 750 MPa e coeficiente de Poisson de 0,2. Dentre os casos testados experimentalmente, foram selecionados para aplicar a modelagem numérica o CP “ECC30-04-20” e o CP “ECC100-04-20” com barras de BFRP de diâmetro 4mm e acabamento superficial *helical wrapped*. A geometria dos CPs selecionados compreendia um prisma de concreto com largura 100 mm e altura 150 mm, que envolvia a armadura posicionada no eixo central do elemento, tendo um trecho aderente, localizado no centro do eixo de simetria do cubo, de cinco vezes o diâmetro da barra. O concreto possuía resistência à compressão de 45,8 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e seu módulo de elasticidade foi estimado em 42,8 GPa através do *FIB Model Code* (2010). A malha completa empregada na análise é mostrada na Figura A.16a, enquanto na Figura A.16b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico. A modelagem dos casos analisados é apresentada a seguir.

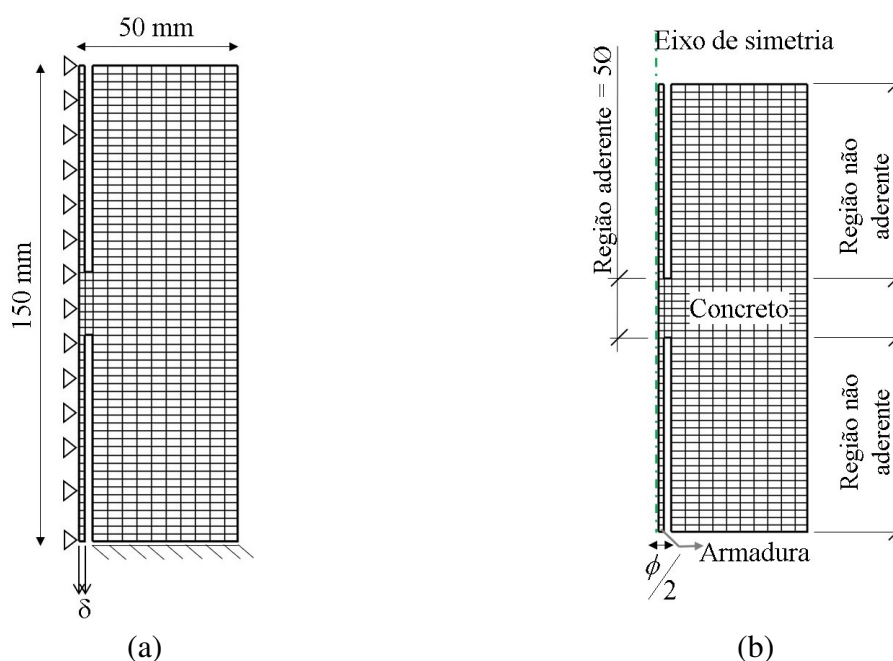


Figura A.16 – Malha empregada na análise via MEF para Wang *et al.* (2015): (a) malha completa e (b) aproximação na região da interface concreto-armadura e região não aderente

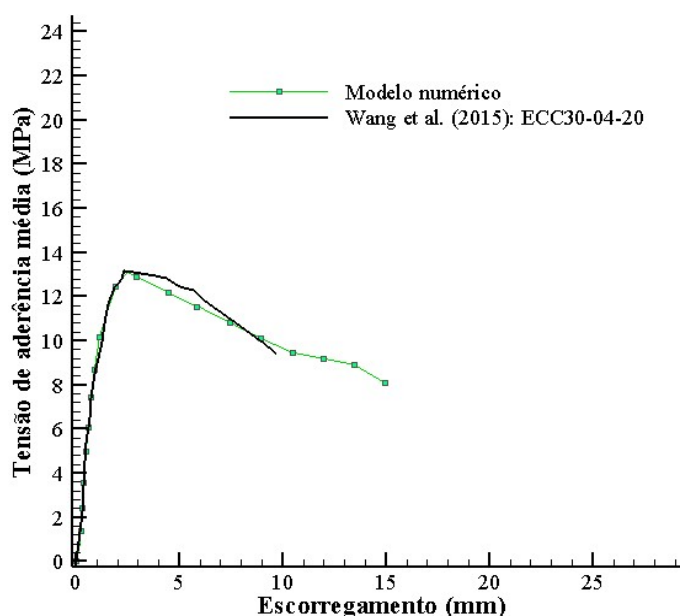
Na Tabela A.9 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA para o CP "ECC30-04-20".

As curvas de evolução da tensão de aderência média em relação ao escorregamento da barra, obtidas a partir dos experimentos de arrancamento direto e modelagem numérica do CP "ECC30-04-20" são mostradas na Figura A.17. Constatou-se que o resultado numérico apresentou uma

Tabela A.9 – Parâmetros do modelo numérico - Wang *et al.* (2015)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC30-04-20	13,16	2,34	0,2299	1,084	-25,369	2,465	0,028
Falha por arrancamento da barra								

boa concordância com o teste experimental. No trecho inicial da curva com tendência ascendente, ocorreu o aumento gradativo na tensão conforme aumentava o escorregamento relativo entre a barra-concreto até a resistência de aderência alcançar seu valor máximo de 13,2 MPa. Na sequência, pelo fato da aderência ter sido comprometida pelo arrancamento da armadura, notou-se a queda acentuada na tensão junto com o elevado escorregamento.

Figura A.17 – Curvas tensão x escorregamento - Wang *et al.* (2015)

Na Tabela A.10 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA para o CP "ECC100-04-20".

Tabela A.10 – Parâmetros do modelo numérico - Wang *et al.* (2015)

Referência	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC100-04-20	13,75	2,50	0,038	4,385	-44,824	2,199	0,023
Falha por arrancamento da barra								

Baseado nos resultados obtidos com a modelagem numérica e teste experimental de arrancamento direto do CP "ECC100-04-20", as curvas tensão de aderência média versus escorregamento são mostradas na Figura A.18. Observou-se que o resultado numérico se ajustou bem ao experimento. Para o trecho inicial das curvas foi ocorrendo o aumento da tensão com o acréscimo do escorregamento da barra até atingir a resistência máxima de 13,8 MPa e acontecer a ruptura da aderência devido ao arrancamento da armadura. Em seguida, a curva tendeu a cair a uma taxa de escorregamento mais acentuada.

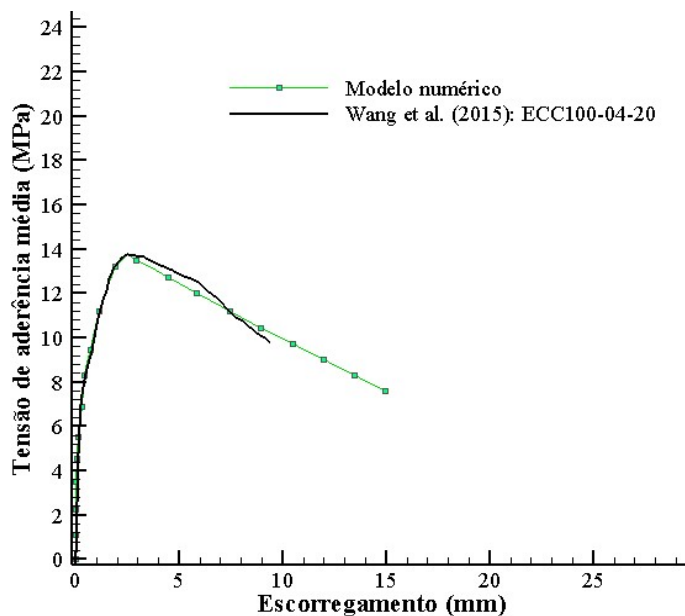


Figura A.18 – Curvas tensão x escorregamento - Wang *et al.* (2015)

Dentre os casos analisados nesta subseção, provenientes do estudo de Wang *et al.* (2015), em geral, o comportamento aderente seguiu um padrão, isto é, as curvas tensão-escorregamento apresentaram três fases: trecho linear, trecho não linear e trecho descendente. A primeira fase é caracterizada por uma relação linear entre o aumento da tensão e o escorregamento, quando as parcelas de adesão química do concreto e engrenamento mecânico entre a barra-concreto contribuíram, principalmente, para a aderência.

Na sequência, as curvas apresentaram um comportamento não linear até atingirem a resistência de aderência máxima e falharem devido ao arrancamento da barra. Percebe-se a mudança na inclinação das curvas com o aumento do escorregamento, sendo as parcelas de atrito e intertravamento mecânico que mais colaboram com a aderência. Sucessivamente, as curvas passaram a decair acompanhadas por um alto escorregamento em comparação as fases anteriores, sendo que o atrito é considerado o principal mecanismo que contribuiu para a aderência. Ambos os casos analisados nesta subseção apresentaram uma alta tensão residual de aderência, o que é atribuído ao bom confinamento e a forte resistência ao cisalhamento do concreto usado na moldagem dos CPs.

A.1.8 Discussão dos resultados

Os resultados obtidos na otimização são apresentados de forma resumida na Tabela A.11. As análises foram realizadas com base em resultados de pesquisas que envolvem barras de BFRP.

Os resultados obtidos demonstram que o parâmetro s_0 , que representa o valor limítrofe no qual o escorregamento se encontra no regime linear-elástico e que influencia na rigidez da interface,

Tabela A.11 – Parâmetros do modelo analítico tensão-escorregamento e forma de ruptura

Referência	Dados experimentais			Parâmetros – WOA					
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β	Ruptura
GU; DONG (2012)	5D-B10D1	17.46	1.95	0.11122	4.5827	5.1845	5.1982	0.18973	P
LIU <i>et al.</i> (2020)	B-r	15.8	1.35	0.189	5.875	0.642	2.272	0.226	S
HENIN <i>et al.</i> (2019)	BFRP-P-P1	13.95	0.13	0.00025	2.837	12.815	4.586	0.755	P
HENIN <i>et al.</i> (2019)	BFRP-S-S5	25.7	0.12	0.0219	7.0	-73.709	12.360	0.0156	P
SHEN <i>et al.</i> (2016)	C40D10-5	13.17	2.94	0.139	3.386	6.588	1.569	2.408	S+B
EL REFAI <i>et al.</i> (2015)	B10-50-1	14.37	0.55	0.0708313	2.97187	3.14276	14.2069	0.204191	P
WEI <i>et al.</i> (2019)	B8S	10.3134	2.70992	0.18176	4.3645	-2.2173	2.799	0.13592	P
WEI <i>et al.</i> (2019)	B10S	10.5	2.86	0.10014	4.78388	1.02078	12.5368	0.120258	P
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC30-04-20	13.16	2.34	0.229874	1.08383	-25.369	2.46533	0.0281269	P
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC100-04-20	13.75	2.50	0.0382807	4.38471	-44.8241	2.19903	0.0231219	P

P = pullout (arrancamento); S = splitting (fendilhamento); B = bar (ruptura da barra)

variou entre 0,0003 e 0,23. Para o menor valor do parâmetro, correspondente ao CP “BFRP-P-P1” com tratamento superficial *sand coated* e diâmetro 10 mm, da pesquisa de Henin *et al.* (2019), a rigidez foi a maior dentre os casos analisados, enquanto para o CP “ECC30-04-20” com barra de diâmetro 4 mm e tratamento superficial *helical wrapped* da pesquisa de Wang *et al.* (2015), com o maior valor do parâmetro, a rigidez auferida foi a menor dentre os casos analisados. Considerando um valor τ_0 e s_0 como referência, a medida que s_0 aumenta a rigidez diminui, por outro lado, se s_0 diminui, a rigidez na interface aumenta, ou seja, são inversamente proporcionais. Analisando as curvas tensão de aderência versus escorregamento obtidas para as combinações com barras de FRP através das simulações, observou-se que para baixos níveis de carregamento, já é registrado um escorregamento na interface, ou seja, a aderência depende basicamente das parcelas de adesão e atrito, as quais são perdidas para pequenos valores de escorregamento.

Dentre os casos analisados, o parâmetro τ_0 , que corresponde ao valor limítrofe no qual a tensão na interface encontra-se sob o regime linear-elástico, variou entre 1,08 e 7,00. O menor valor é referente a amostra “ECC30-04-20” de Wang *et al.* (2015), com uma armadura de conformação superficial *helical wrapped* e diâmetro 4 mm, sendo o menor diâmetro dentre os casos analisados. Já o parâmetro de maior valor está associado ao CP “BFRP-S-S5” de Henin *et al.* (2019), com tratamento superficial *sand coated* e diâmetro 10 mm. Para estes casos, não houve variação significativa na resistência a compressão do concreto. Ao considerar a relação τ_0/s_0 , conforme há um acréscimo em τ_0 para um determinado valor de s_0 , ocorre um aumento da rigidez na interface.

Para a maioria dos CPs, o parâmetro α apresentou um valor que variou aproximadamente entre 2 a 6, no entanto, para os CPs “BFRP-S-S5” de Henin *et al.* (2019), “B10-50-1” de El Refai *et al.* (2015) e “B10S” de Wei *et al.* (2019), o valor encontrado foi maior, variando entre 12 e 14. Estes casos com maiores valores envolvem barras com módulo de elasticidade muito semelhante, tratamento superficial *sand coated* e diâmetro 10 mm. Analisando as curvas tensão de aderência versus escorregamento, observou-se um padrão de comportamento, uma vez que, conforme o parâmetro α vai aumentando, o trecho ascendente vai ficando mais íngreme.

Dentre os casos analisados, o parâmetro τ_1 , que corresponde a tensão de aderência máxima obtida experimentalmente, foi maior para o CP “BFRP-S-S5” de Henin *et al.* (2019), envolvendo uma barra de BFRP com tratamento superficial *sand coated* e diâmetro 10 mm. Já o CP “B8S” investigado por Wei *et al.* (2019), o qual continha uma armadura de BFRP com tratamento *sand coated* e diâmetro 8 mm, apresentou o menor valor para τ_1 , o que leva a entender que ao aumentar o diâmetro ocorre um aumento na tensão, devendo mencionar que, nestes casos, além do aumento do diâmetro, houve um aumento na resistência a compressão do concreto. Ao comparar os CPs investigados por Wang *et al.* (2015) envolvendo barras de diâmetro 4 mm, com os CPS investigados por Wei *et al.* (2019) envolvendo barras de diâmetro 10 mm, constatou-se que para barras de menores diâmetros, há um acréscimo na tensão de aderência máxima indo ao encontro da literatura, contudo, ao fazer uma comparação das amostras de Wang *et al.* (2015) com as demais amostras com barras de BFRP, nota-se que houve um aumento da tensão de aderência com o aumento do diâmetro, contradizendo a literatura, ou seja, não existe um consenso na literatura em relação ao efeito do diâmetro de barras de BFRP no comportamento aderente.

O escorregamento correspondente a tensão de aderência máxima determinada experimentalmente corresponde ao parâmetro s_1 e variou entre 0,12 e 2,94. Os valores mais baixos são referentes aos CPs “BFRP-S-S5” e “BFRP-P-P1” da investigação de Henin *et al.* (2019), ambas com barras de tratamento superficial *sand coating*. Já o maior valor deste parâmetro foi registrado para a amostra “C40D10-5” com uma barra que possuía tratamento superficial *helical wrapping* da investigação de Shen *et al.* (2016). As amostras mencionadas possuem as propriedades muito semelhantes, variando apenas o tratamento superficial, dando a entender que, amostras revestidas com areia desenvolvem um maior atrito na interface e, por consequência, escorregam menos.

Em geral, o parâmetro β variou entre 0 e aproximadamente 0,2. Porém, encontrou-se 0,76 para o CP “BFRP-P-P1” da pesquisa de Henin *et al.* (2019) e 2,41 para o CP “C40D10-5” da pesquisa de Shen *et al.* (2016), observando-se uma maior curvatura para estes casos no trecho descendente em comparação aos demais. Desta forma, elucidou-se que conforme há um aumento do valor de β tem-se um maior arqueamento na fase residual da curva tensão versus escorregamento, refletindo também na maior notoriedade da assíntota horizontal no final do ramo descendente.

O parâmetro τ_∞ variou entre -73,71 e 12,82. Em relação ao menor valor, correspondente ao CP “BFRP-S-S5” da pesquisa de Henin *et al.* (2019), notou-se que após a ruptura (ver Figura A.7), ocorreu uma diminuição acentuada e repentina na aderência, assim, diante da ausência de uma assíntota horizontal na fase residual, o valor obtido para o parâmetro foi o menor. O mesmo padrão de comportamento é observado para as outras amostras com valores negativos relacionados a este parâmetro, uma vez que não há uma assíntota horizontal bem definida na fase residual. Por outro lado, identificou-se através das curvas apresentadas nesta seção de resultados, que conforme ocorre um aumento de τ_∞ , a assíntota horizontal da fase residual das curvas tensão

versus escorregamento vai se tornando mais perceptível.

Na Tabela A.12 são apresentados os valores referentes aos fatores que exerceram influência no comportamento aderente, incluindo a resistência a compressão do concreto, o diâmetro das barras de FRP e o tratamento superficial das barras, assim como também é mostrado o valor da tensão de aderência máxima obtida em cada investigação.

Tabela A.12 – Fatores que influenciam no comportamento aderente

Referência	Dados experimentais		Fatores que influenciam na aderência		
	Amostra	τ_1 (MPa)	Resistência à compressão do concreto (MPa)	Diâmetro da barra (mm)	Tratamento superficial da barra
GU; DONG (2012)	5D-B10D1	17,46	34,5	10	grooved
LIU <i>et al.</i> (2020)	B-r	15,8	30	12	grooved
HENIN <i>et al.</i> (2019)	BFRP-P-P1	13,95	45	10	primary sand coated
HENIN <i>et al.</i> (2019)	BFRP-S-S5	25,7	45	10	secondary sand coated
SHEN <i>et al.</i> (2016)	C40D10-5	13,17	40	10	helical wrapped
EL REFAI <i>et al.</i> (2015)	B10-50-1	14,37	50	10	grooved sand coated
WEI <i>et al.</i> (2019)	B8S	10,31	32,6	8	sand coated
WEI <i>et al.</i> (2019)	B10S	10,5	32,6	10	sand coated
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC30-04-20	13,16	45,8	4	helical wrapped
WANG <i>et al.</i> (2015)	ECC100-04-20	13,75	45,8	4	helical wrapped

No caso das amostras com barras de BFRP, observa-se que, em geral, conforme a resistência a compressão do concreto foi aumentando não ocorreu um aumento na tensão de aderência. Ao observar os casos extremos, como o corpo de prova “B-r”, com o menor valor de resistência a compressão do concreto (30 MPa) e o corpo de prova “B10-50-1” com o valor mais alto de resistência à compressão do concreto (50 MPa), constata-se que a tensão de aderência máxima obtida foi de 15,8 e 14,4 MPa, respectivamente, ou seja, não houve acréscimo da resistência na interface. Segundo Achillides e Pilakoutas (2004), para concretos com resistência à compressão maior que aproximadamente 30 MPa, a ruptura da aderência tende a ocorrer na superfície das barras de FRP. Consequentemente, a tensão de aderência para estas barras é mais influenciada pelas das propriedades das barras do que pela resistência à compressão do concreto, exceto para concretos de baixa resistência (cerca de 15 MPa), indo de encontro aos resultados obtidos.

Ao verificar a influência do diâmetro dos corpos de prova com barras de BFRP na tensão de aderência máxima, observou-se que não ocorreu um padrão de comportamento na tensão conforme o diâmetro da barra ia aumentando. Conforme a Tabela A.12, constata-se que os corpos de prova “ECC30-04-20” e “ECC100-04-20” com o menor diâmetro dentre os casos analisados, apresentaram uma diferença de aproximadamente 2 MPa em comparação ao corpo de prova “B-r”, com o maior diâmetro dentre os casos analisados com barras de fibras de basalto.

Em relação a influência do tratamento superficial das barras de BFRP na tensão de aderência máxima, verificou-se que os valores médios para a tensão de aderência máxima foram de 11,6 MPa, 13,4 MPa, 14,4 MPa, 16,6 MPa e 25,7 MPa, para os tratamentos superficiais *sand coated*, *helical wrapped*, *grooved sand coated*, *grooved* e *secondary sand coated*, respectivamente. Tais

resultados demonstram que, dentre os casos analisados, o tratamento superficial com uma camada mais espessa de areia se mostrou o mais eficiente, aumentando a resistência na interface cerca de 5 MPa em comparação a superfície coberta com uma fina camada de areia, o que indica que o tratamento superficial das barras de BFRP é um fator que governa o comportamento aderente. Um resultado bastante promissor também foi constatado para o tratamento superficial *grooved*.

A.2 CASOS EXPOSTOS A TEMPERATURA

Esta seção contempla a análise de diferentes ensaios de arrancamento após a exposição térmica dos corpos de prova. A modelagem seguiu as mesmas premissas da modelagem de amostras em temperatura ambiente. Os parâmetros do modelo de Rolland *et al.* (2020) foram calibrados através do algoritmo de otimização WOA pelo ajuste da curva tensão de aderência média versus escorregamento em função da temperatura. As análises realizadas sobre o comportamento aderente em função da temperatura abrangem somente resultados de testes de arrancamento com barras de GFRP, uma vez que a literatura ainda carece de ensaios com barras de BFRP e de barras de GFRP,g.

A.2.1 Modelagem aplicada a pesquisa de Rosa *et al.* (2019)

Rosa *et al.* (2019) conduziram uma investigação para entender o comportamento aderente entre barras de GFRP e o concreto em função da temperatura através de testes de arrancamento direto. Os elementos de concreto dos corpos de prova eram cilíndricos com diâmetro e altura 150 mm e no centro estava posicionada a barra com comprimento 745 mm. Nesta análise, foram selecionados os corpos de prova com comprimento aderente de cinco vezes o diâmetro da barra. O concreto possuía resistência característica à compressão de 43,3 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e o módulo de elasticidade foi estimado em 42,05 GPa através do FIB *Model Code* (2010). A modelagem foi aplicada nos corpos de prova “T20 5db”, “T40 5db”, “T60 5db”, “T80 5db”, “T100 5db” e “T140 5db”, nomeados em função da temperatura de exposição e do comprimento aderente ao concreto. As barras de matriz éster vinílica e diâmetro 10 mm possuíam as seguintes propriedades em temperatura ambiente: resistência à tração de 1045 MPa, módulo de elasticidade de 48,2 GPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e tratamento superficial *sand coating*. Conforme a temperatura aumentou, houve variação nas propriedades dos materiais. Tais variações foram consideradas na modelagem numérica utilizando os valores das propriedades em função da temperatura conforme dados experimentais contidos em Rosa *et al.* (2019). A modelagem dos casos analisados é apresentada a seguir. A malha completa empregada na análise dos corpos de prova é mostrada na Figura A.19a, enquanto na Figura A.19b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico.

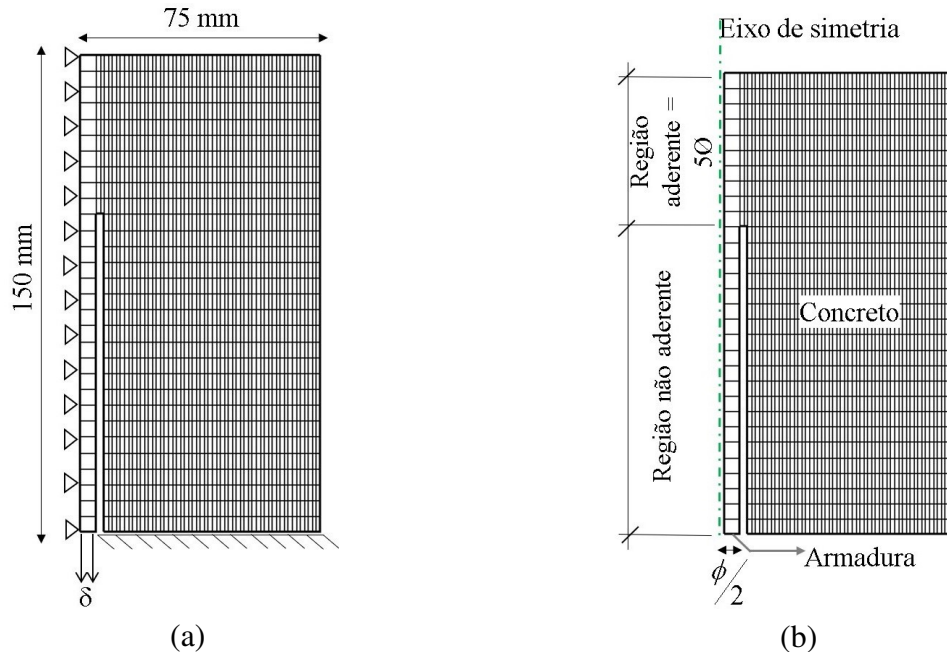


Figura A.19 – Malha empregada na análise via MEF para Rosa *et al.* (2019): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente

Na Tabela A.13 são apresentados os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA. Ao observar os parâmetros otimizados, nota-se que, em geral, α , s_0 e τ_0 foram aumentando em função do acréscimo de temperatura. Tal constatação indica que esse aumento do parâmetro s_0 no trecho inicial da curva promove uma menor rigidez na interface, tornando o trecho ascendente menos íngreme na medida que a temperatura aumenta. Tal constatação vai de encontro aos resultados experimentais elucidados por Rosa *et al.* (2019), que afirmou que a inclinação das curvas diminui na medida em que se aumenta a temperatura, indicando uma menor rigidez na interface barra de FRP-concreto.

Tal comportamento se difere na faixa dos 100 °C, onde observa-se que o parâmetro s_0 reduz em comparação as temperaturas anteriores, ou seja, o escorregamento inicial foi menor em comparação as demais temperaturas de exposição, o que pode ter relação com as propriedades da matriz polimérica. Rosa *et al.* (2019) supõem que este resultado pode ser explicado pelo fato de que nesta faixa de temperatura o polímero está no processo de transição vítrea e muda de forma, se expandindo radial e gerando tensões na interface que promoveram o aumento do atrito no vergalhão, provocando aumentos na rigidez.

Em relação a fase residual, percebe-se que conforme a temperatura foi aumentando, a assíntota horizontal foi ficando melhor definida e o parâmetro τ_∞ foi reduzindo seu valor, enquanto o parâmetro β não apresentou um padrão de comportamento.

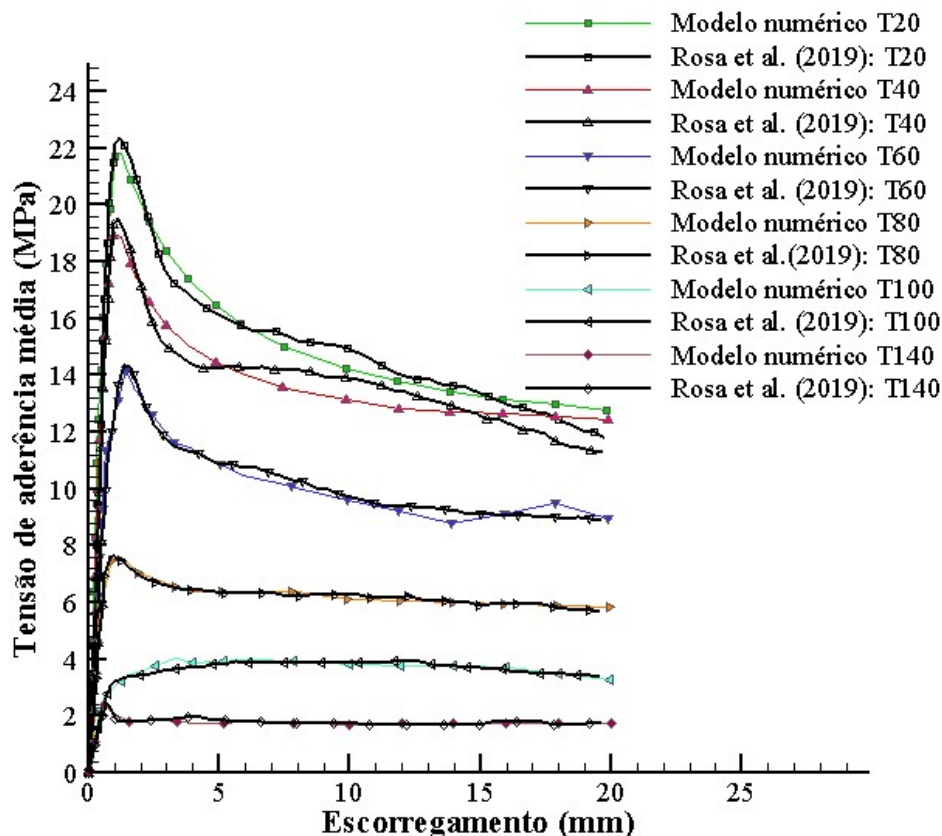
As curvas tensão de aderência média versus escorregamento obtidas pelo teste experimental e pelo modelo numérico são mostradas na Figura A.20. Verificou-se que as curvas da modelagem

Tabela A.13 – Parâmetros do modelo numérico - Rosa *et al.* (2019)

Temperatura (°C)	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
20	T20 5db	22,36	1,17	0,11	0,50	11,01	1,87	0,34
40	T40 5db	19,51	1,12	0,14	0,25	11,57	1,95	0,52
60	T60 5db	14,36	1,34	0,16	0,89	8,04	2,00	0,44
80	T80 5db	7,65	0,95	0,20	0,96	5,74	3,05	0,46
100	T100 5db	3,95	5,62	0,17	0,43	4,23	15,59	-0,28
140	T140 5db	2,50	0,66	0,22	0,97	1,74	-0,18	3,13

Falha por arrancamento da barra em todas as amostras

tiveram um bom ajuste as curvas experimentais, demonstrando a eficácia do modelo empregada na análise. Também pode-se observar que para as temperaturas de 20 e 40 °C a fase residual não apresenta uma assíntota horizontal nítida, o que implicou em um certo desequilíbrio numérico nestes casos, devido as características do modelo, que considera uma assíntota horizontal bem definida na fase residual.

Figura A.20 – Curvas tensão x escorregamento em função da temperatura - Rosa *et al.* (2019)

Ao analisar o efeito do aumento da temperatura no comportamento aderente, conforme dados exibidos na Tabela A.14, identifica-se que há uma redução da tensão de aderência para a faixa de temperatura de 60 °C de aproximadamente 1/3 em comparação a resistência em temperatura ambiente. Nesta faixa de temperatura a tensão de aderência é de 14,36 MPa, estando dentro do limite de resistência mínima de aderência da barra de FRP com o concreto, estabelecida em 12

MPa pela norma russa GOST 31938-2012. A mesma norma também estabelece a temperatura limite de exposição de 60 °C. Dentre os corpos de prova analisados, para temperaturas maiores que 60 °C, a resistência na interface caiu drasticamente, o que prejudicaria o bom comportamento da estrutura.

Tabela A.14 – Efeito da temperatura no comportamento aderente

Referência	Amostra	Temperatura (°C)	Valor médio da tensão máxima de aderência (MPa)	Redução da tensão em função da temperatura (%)	τ_1 normalizada
Rosa <i>et al.</i> (2019)	T20 5db	20	22,4	-	1,00
	T40 5db	40	19,5	19	0,87
	T60 5db	60	14,4	36	0,64
	T80 5db	80	7,7	62	0,34
	T100 5db	100	4,0	81	0,18
	T140 5db	140	2,5	89	0,11

É possível observar na Figura A.21 a curva obtida ao aplicar o modelo de degradação em função da temperatura (Equação (2.7)) proposto por Correia *et al.* (2013), incluindo os valores experimentais normalizados da resistência na interface. Na Tabela A.15 são apresentados os parâmetros obtidos pela otimização e utilizados na modelagem analítica. Conforme mencionado na revisão bibliográfica, o parâmetro P_u corresponde ao valor da propriedade à temperatura ambiente, enquanto o parâmetro P_r se refere ao valor da propriedade após a transição vítrea. Tais propriedades foram determinadas experimentalmente por Rosa *et al.* (2019). Constatou-se que o modelo de degradação proposto por Correia *et al.* (2013) e empregado neste estudo, foi capaz de simular de forma eficaz a redução da tensão de aderência média do GFRP em função da temperatura.

Tabela A.15 – Parâmetros modelo degradação - Rosa *et al.* (2019)

Referência	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	P_u	P_r	B	C
Rosa <i>et al.</i> (2019)	1,00	0,11	-16,12	-0,05

A.2.2 Modelagem aplicada a pesquisa de Solyom *et al.* (2020)

Na pesquisa de Solyom *et al.* (2020) foi investigado o comportamento aderente em função da temperatura entre barras de GFRP e o concreto através de testes de arrancamento direto. A pesquisa experimental contemplou corpos de prova cilíndricos de concreto, com diâmetro de 106 mm e altura 100 mm, com uma barra de GFRP no centro. As barras de matriz éster vinílica possuíam diâmetro 8 mm, módulo de elasticidade 56,1 GPa, resistência à tração de 1542 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e tratamento superficial *grooved*. O comprimento aderente das barras com o concreto era de cinco vezes o seu diâmetro. A resistência característica à compressão do concreto era de 37 MPa, coeficiente de Poisson de 0,2 e o módulo de elasticidade foi estimado em 40 GPa através do FIB *Model Code* (2010). A modelagem dos casos analisados é apresentada a seguir. A malha completa empregada na análise dos corpos de prova é mostrada na

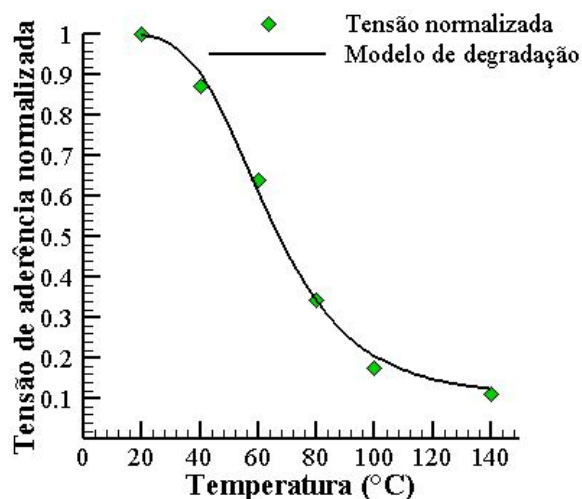


Figura A.21 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para Rosa *et al.* (2019)

Figura A.22a, enquanto na Figura A.22b é indicada a região aderente, em que foram incorporados elementos de interface coesiva e aplicou-se o modelo numérico.

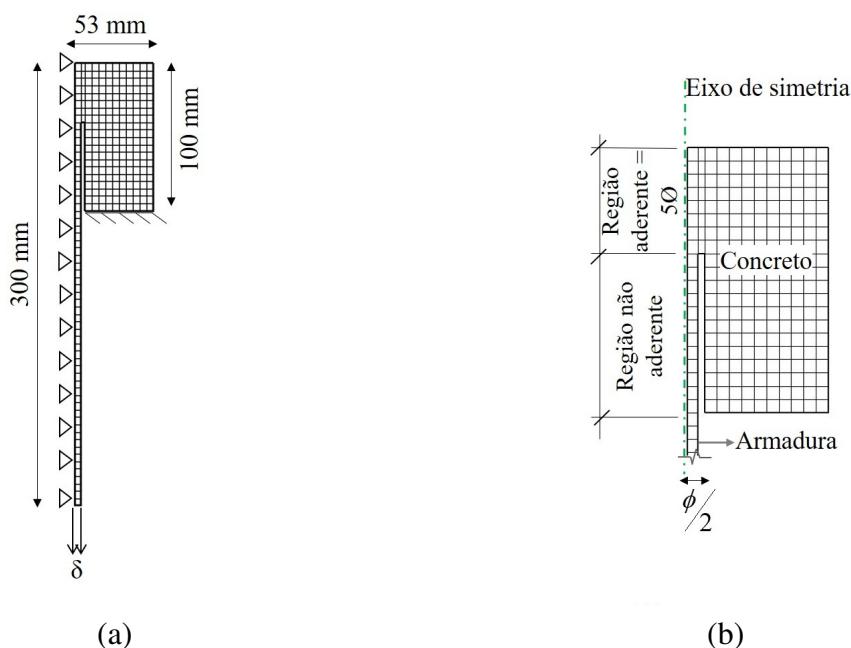


Figura A.22 – Malha empregada na análise via MEF para Solyom *et al.* (2020): (a) malha completa e (b) detalhamento da região da interface concreto-armadura e região não aderente

Na medida em que a temperatura foi aumentando, houve variação nas propriedades dos materiais. Para as barras de FRP utilizou-se as porcentagens de redução do módulo de elasticidade obtidas em Rosa *et al.* (2019) e foi feita a interpolação para os casos analisados, chegando aos valores de 54,5 GPa; 52,2 GPa; 51,6 GPa e 48,6 GPa, para as temperaturas de 80 °C, 165 °C, 190 °C e 300 °C, utilizados na modelagem numérica.

Estão identificados na Tabela A.16 os parâmetros obtidos na otimização com o algoritmo WOA. Em relação aos parâmetros do trecho descendente, notou-se que τ_{∞} foi aumentando (ou se aproximando de zero) na medida que a temperatura foi aumentando, enquanto o parâmetro β foi diminuindo seu valor e a assíntota horizontal foi ficando mais notável. Por outro lado, os parâmetros do trecho ascendente não apresentaram um padrão de comportamento.

Tabela A.16 – Parâmetros do modelo numérico - Solyom *et al.* (2020)

Temperatura (°C)	Dados experimentais			Parâmetros otimizados				
	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_{∞} (MPa)	α	β
20	P1 20C	13,52	0,58	0,17	0,51	-2,57	3,65	0,12
80	P4 80C	8,96	0,63	0,07	0,84	-1,32	2,37	0,17
165	P8 165C	7,12	0,54	0,12	1,19	-1,09	3,19	0,08
190	P10 190C	4,26	0,38	0,13	2,3	-1,1	11,19	0,06
300	P11 300C	0,98	0,2	0,11	0,86	-0,47	3,21	0,01

Falha por arrancamento da barra em todas as amostras

As curvas tensão de aderência média versus escorregamento são mostradas na Figura A.23. Notou-se que houve um bom ajuste da modelagem numérica com os dados experimentais, revelando que o modelo aplicado na simulação é eficaz. Nas temperaturas mais baixas, de 20 °C e 80 °C, da mesma forma como identificado em Rosa *et al.* (2019), percebeu-se que no trecho residual da curva experimental não há uma assíntota horizontal bem definida, o que gerou um certo desequilíbrio numérico nestes casos em função dos atributos do modelo, que exprime uma assíntota horizontal nítida para a tensão residual.

Ao levar em conta o efeito do aumento da temperatura no comportamento aderente (Tabela A.17), elucidou-se que para a primeira faixa de alta temperatura testada (80 °C), a tensão de aderência teve uma redução de 34% ficando em torno de 9,0 MPa, sendo um valor considerado insuficiente pela norma GOST 31938-2012 para garantir o bom desempenho estrutural. Na faixa intermediária de temperatura testada, 165 °C, a resistência na interface era menos da metade quando comparada com a resistência na temperatura ambiente. Para a última temperatura de exposição, 300 °C, a aderência foi completamente perdida.

Tabela A.17 – Efeito da temperatura no comportamento aderente

Referência	Amostra	Temperatura (°C)	Valor médio da tensão máxima de aderência (MPa)	Redução da tensão em função da temperatura (%)	τ_1 normalizada
Solyom <i>et al.</i> (2020)	P1 20C	20	13,52	-	1,00
	P4 80C	80	8,96	34	0,66
	P8 165C	165	7,12	47	0,53
	P10 190C	190	4,26	68	0,32
	P11 300C	300	0,98	93	0,07

Foi feita a normalização dos valores obtidos experimentalmente para a tensão de aderência e aplicou-se o modelo analítico de Correia *et al.* (2013) para determinar a curva da evolução da tensão na interface com o aumento de temperatura (Equação (2.7)). Foi determinado que o parâmetro Pr seria 7%, considerando que esta foi a tensão residual obtida experimentalmente

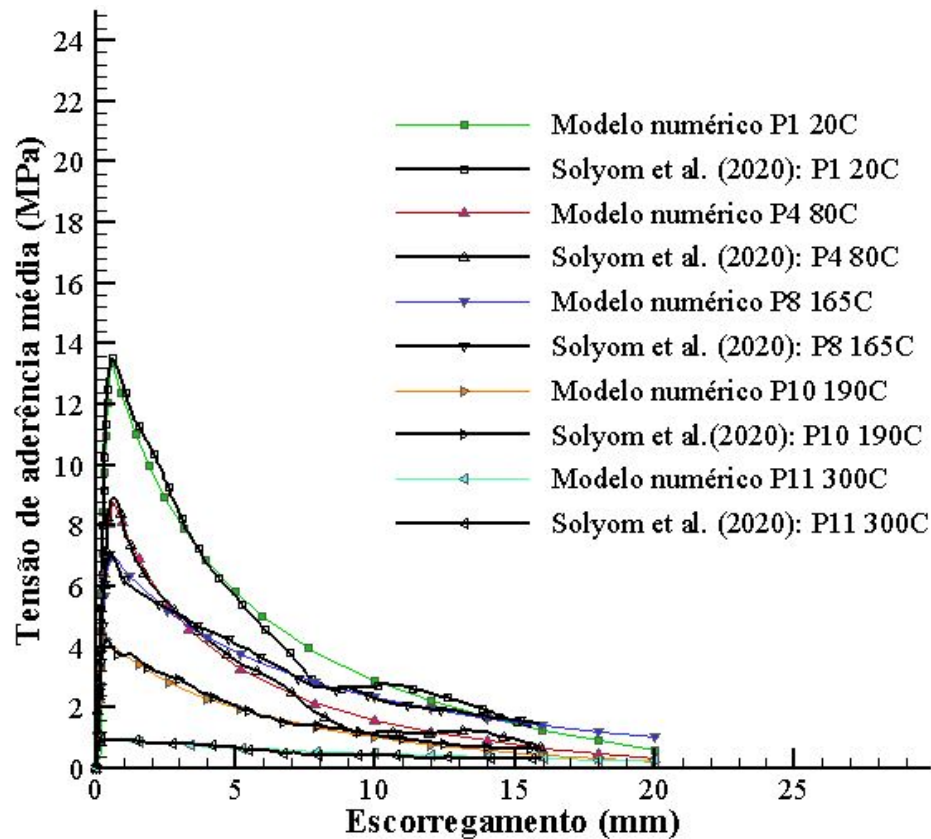


Figura A.23 – Curvas tensão x escorregamento em função da temperatura - Solyom *et al.* (2020)

para a última temperatura investigada, enquanto os parâmetros B e C foram otimizados pelo ajuste dos dados experimentais e são apresentados na Tabela A.18. A curva do modelo de degradação exibida na Figura A.24, demonstrou ser capaz de simular com fidedignidade a perda da capacidade aderente na interface das barras de FRP-concreto conforme a temperatura aumenta.

Tabela A.18 – Parâmetros modelo degradação - Solyom *et al.* (2020)

Referência	Propriedades		Parâmetros otimizados	
	P_u	P_r	B	C
Solyom <i>et al.</i> (2020)	1,00	0,07	-3,47	-0,01

A.2.3 Influência das altas temperaturas no comportamento aderente

Os resultados de testes de arrancamento da literatura com CPs armados com barras de FRP expostos a diferentes temperaturas indicaram que a resistência na interface diminuiu gradualmente com o aumento da temperatura. No estudo de Rosa *et al.* (2019), para os CPs expostos a temperaturas da ordem de 80 °C, foi constatada uma redução de 62% da resistência na interface em comparação aos CPs testados em temperatura ambiente, com um valor abaixo do mínimo de 8 MPa estabelecido pela norma canadense CAN/CSA S807-19, ou seja, para esta faixa de exposição já haveriam problemas de transferência de tensões entre o concreto e a armadura.

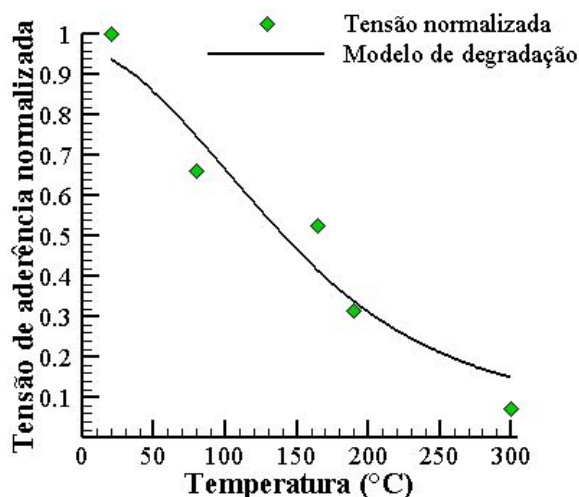


Figura A.24 – Evolução da degradação da tensão de aderência normalizada em função da temperatura para Solyom *et al.* (2020)

Assim como encontrado em Rosa *et al.* (2019), os resultados de Solyom *et al.* (2020) indicaram que para temperaturas até 80 °C ocorre uma redução de 34% na tensão de aderência. Já para temperaturas maiores, a redução foi de cerca da metade da resistência em temperatura ambiente, sendo um valor insuficiente do estabelecido na norma russa GOST 31938-2012.

A norma GOST 31938-2012 é mais conservadora, uma vez que estabelece um valor mínimo de resistência na interface de 12,0 MPa, enquanto a norma CAN/CSA S807-19 estabelece o mínimo de 8,0 MPa. Portanto, no caso de estruturas armadas com as barras utilizadas em Rosa *et al.* (2019), uma temperatura de exposição de até 60 °C seria tolerável para preservar o valor mínimo e manter a segurança estrutural.

APÊNDICE B – PARÂMETROS DO MODELO NUMÉRICO TENSÃO-ESCORREGAMENTO CASOS A TEMPERATURA AMBIENTE

Os resultados obtidos na otimização das configurações contempladas no programa experimental são apresentados na Tabela B.1.

Tabela B.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento e forma de ruptura dos corpos de prova nos testes experimentais

Dados experimentais				Parâmetros otimizados					
Combinações	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β	Ruptura
Barras de GFRP									
C20-8G	CP1	8,423	2,4029	0,13778	1,2542	4,3488	2,6519	0,32815	P
C20-8G	CP2	7,264	1,7484	0,11441	0,92285	-9,2152	6,4292	0,044885	P
C20-8G	CP3	7,066	2,9424	0,3199	4,9206	4,138	8,0142	1,3128	P
C20-12G	CP1	10,155	2,5946	0,246811	0,762359	-35,264	0,92537	0,0184026	P
C20-12G	CP2	10,451	1,6619	0,0201	1,1364	7,6329	1,7333	0,68438	P
C20-12G	CP3	9,042	1,8773	0,08142	1,6746	-0,9138	6,3431	0,12321	P
C30-8G	CP1	7,832	3,0936	0,0151	1,3617	2,0583	9,3504	0,32596	P
C30-8G	CP2	7,123	1,8663	0,1502	1,5388	3,6113	5,3875	0,34573	P
C30-8G	CP3	5,106	1,8287	0,016988	1,009	3,9356	9,37	2,8072	P
C30-12G	CP1	12,76	2,58929	0,092826	2,5362	4,9009	6,998	1,2429	P
C30-12G	CP2	11,336	2,23214	0,11254	3,8099	9,3594	5,4861	2,4697	P
C30-12G	CP3	14,039	2,2548	0,05435001	1,829179	-134,9293	8,520267	0,01068146	P
Barras de GFRPg									
C20-8Gg	CP1	6,016	2,799	1,60428	3,56561	-53,1361	0,767074	0,0129326	P
C20-8Gg	CP2	7,749	3,767	1,8842	5,800539	-383,08	0,8683202	0,014805	P
C20-8Gg	CP3	4,703	3,066	2,82303	4,66119	2,39704	10,1608	1,46168	P
C20-12Gg	CP1	12,808	2,875	0,709013	2,12155	-45,1637	1,93123	0,0456902	P
C20-12Gg	CP2	12,968	2,538	0,92238	5,3765	-6,275	1,6261	0,22425	P
C20-12Gg	CP3	12,957	2,334	2,0171	12,7802	4,60051	20,6461	0,911401	P
C30-8Gg	CP1	7,846	3,307	0,074868	0,279928	-22,5127	1,65648	0,0916238	P
C30-8Gg	CP2	8,709	2,83	1,00641	2,62761	-14,9484	0,972866	0,151048	P
C30-8Gg	CP3	12,782	3,273	0,4895944	2,815857	-276,3919	1,378029	0,0156442	P
C30-12Gg	CP1	12,893	2,652	0,0595162	0,3114387	-153,9814	1,595213	0,0169004	P
C30-12Gg	CP2	8,084	3,469	2,331	6,0576	-3,2619	0,49917	0,43147	P
C30-12Gg	CP3	8,481	2,342	0,2576	2,0841	4,9594	0,86072	3,3348	P
Barras de BFRP									
C20-8B	CP1	3,501	4,142	0,109827	0,702006	-12,6245	6,04116	0,178883	P
C20-8B	CP2	2,542	3,28	0,024517	0,668693	-188,473	0,694977	0,007866	P
C20-8B	CP3*	-	-	-	-	-	-	-	-
C20-12B	CP1	25,786	3,638	0,96274	5,57402	-48,1975	4,43118	0,163961	P
C20-12B	CP2	19,331	2,603	0,347354	3,162453	-101,163	3,415419	0,049995	P
C20-12B	CP3	24,663	2,533	0,218054	6,9394	-233,503	4,445493	0,013675	P
C30-8B	CP1	5,155	2,688	0,451284	2,342112	-127,43	1,149208	0,006606	P
C30-8B	CP2	6,413	2,385	0,132724	1,643819	-154,194	2,540546	0,005856	P
C30-8B	CP3	8,954	3,956	0,210639	2,58331	-179,557	4,074513	0,01312	P
C30-12B	CP1	25,99	2,96	1,14237	16,9668	-29,8949	2,53265	0,114008	P
C30-12B	CP2	19,905	2,604	1,39865	14,4835	-41,1572	1,82187	0,164248	P
C30-12B	CP3	21,268	2,523	0,296615	6,15133	-13,9078	3,71793	0,231319	P

P = pullout (arrancamento); S = splitting (fendilhamento); B = bar (ruptura da barra)

* Uma falha na máquina ocorreu durante o teste do CP3 C20-8B e, por este motivo, foi desconsiderado da análise

**APÊNDICE C – PARÂMETROS MÉDIOS DO MODELO NUMÉRICO
TENSÃO-ESCORREGAMENTO
CASOS A TEMPERATURA AMBIENTE**

Os resultados obtidos na otimização das curvas médias das configurações contempladas no programa experimental são mostrados na Tabela C.1.

Tabela C.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
Barras de GFRP							
C20-8G	7,48583	2,36	0,11751	0,9314	-9,0998	7,7094	0,066628
C20-12G	9,7153	2,24	0,027745	0,7701	-9,9223	2,4664	0,09007
C30-8G	6,62239	1,77	0,034744	1,01	3,9016	5,392	0,331
C30-12G	12,6777	2,23	0,10928	3,7823	-0,83611	5,7853	0,19301
Barras de GFRPg							
C20-8Gg	5,94144	3,01	2,12061	4,92525	-31,3836	1,0618	0,0133
C20-12Gg	12,8028	2,46	1,45425	8,66494	-40,6756	1,91502	0,0757943
C30-8Gg	9,67199	2,95	0,1852538	0,421723	-171,9659	0,984	0,0163
C30-12Gg	9,32423	2,73	0,45663	2,9981	4,7371	0,83246	1,1013
Barras de BFRP							
C20-8B	2,96185	3,28	0,05405463	0,6687305	-170,1165	2,425713	0,00798
C20-12B	22,9582	2,78	0,5645342	6,899	-126,3175	3,421	0,01535392
C30-8B	6,68661	2,93	0,225253	2,0323	-156,5318	3,140931	0,006100571
C30-12B	22,3209	2,67	0,836405	12,3363	-32,8685	1,851	0,122

APÊNDICE D – PARÂMETROS DO MODELO NUMÉRICO TENSÃO-ESCORREGAMENTO CASOS EXPOSTOS A TEMPERATURA

Os resultados obtidos na otimização das configurações contempladas no programa experimental referente a parte térmica são apresentados na Tabela D.1.

Tabela D.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento e forma de ruptura dos corpos de prova nos testes experimentais com exposição térmica

Dados experimentais				Parâmetros otimizados					
Combinações	Amostra	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β	Ruptura
Barras de GFRP									
C30-12G-60C	CP1	10,049	2,96576	0,28616	3,5042	0,56002	2,695	0,12312	P
C30-12G-60C	CP2	11,3475	1,93452	0,25816	3,3781	5,1966	5,1108	0,81078	P
C30-12G-60C	CP3	10,5532	2,05357	0,22479	3,0964	-10,7834	5,71799	0,0920282	P
C30-12G-120C	CP1	8,58904	2,24359	0,22996	3,1027	3,1463	6,0334	0,83576	P
C30-12G-120C	CP2	7,98264	2,09709	0,16167	1,9604	5,7112	4,1799	1,634	P
C30-12G-120C	CP3	7,02778	2,27832	0,223121	1,9456	-34,9961	3,6289	0,0580998	P
Barras de GFRPg									
C30-12Gg-60C	CP1	8,46	2,405286	0,3559763	2,697692	-112,1057	3,429338	0,0302	P
C30-12Gg-60C	CP2	8,32	3,536885	0,150039	1,11721	-38,0698	1,00752	0,05296	P
C30-12Gg-60C	CP3	8,105	2,6707	0,299901	2,58343	-52,2121	3,78744	0,027694	P
C30-12Gg-120C	CP1	6,47525	2,95273	0,27705	1,69096	-74,0329	3,21846	0,0508668	P
C30-12Gg-120C	CP2	5,64356	3,25818	0,202114	0,848331	-40,9292	4,79137	0,0493771	P
C30-12Gg-120C	CP3	6,85149	2,73636	0,08130753	0,2488428	-121,3305	3,477201	0,03171767	P
Barras de BFRP									
C30-12B-60C	CP1	23,703	2,52912	0,48998	4,2336	8,04	4,4633	0,33834	P
C30-12B-60C	CP2	17,447	2,6503068	0,701	4,96173	-20,0545	3,28983	0,178527	P
C30-12B-60C	CP3	19,188	3,036975	0,565742	3,51431	-11,3955	3,38585	0,171196	P
C30-12B-120C	CP1	17,724	2,54878	0,4823515	3,963275	-125,2334	2,70844	0,05799765	P
C30-12B-120C	CP2	13,867	2,73171	0,66923	3,599	-8,9389	2,7588	0,30278	P
C30-12B-120C	CP3	16,11675	2,63415	0,671642	4,14099	-37,666	2,56668	0,158991	P

P = pullout (arrancamento); S = splitting (fendilhamento); B = bar (ruptura da barra)

**APÊNDICE E – PARÂMETROS MÉDIOS DO MODELO NUMÉRICO
TENSÃO-ESCORREGAMENTO
CASOS EXPOSTOS A TEMPERATURA**

Os resultados obtidos na otimização das curvas médias das configurações contempladas no programa experimental referente a parte térmica são apresentados na Tabela E.1.

Tabela E.1 – Parâmetros do modelo numérico tensão x escorregamento obtidos a partir da curva experimental média de cada combinação testada

Combinações	Dados interpolados		Parâmetros otimizados				
	τ_1 (MPa)	s_1 (mm)	s_0 (mm)	τ_0 (MPa)	τ_∞ (MPa)	α	β
Barras de GFRP							
C30-12G-60C	10,2925	2,05	0,26389	3,498	5,1516	4,3894	0,3236
C30-12G-120C	7,84877	2,10	0,21999	2,5257	-5,5794	4,1643	0,17586
Barras de GFRPg							
C30-12Gg-60C	8,03226	2,89	0,266385	1,88402	-75,5048	3,24813	0,0306622
C30-12Gg-120C	6,28719	2,74	0,26998	1,53913	-49,7424	3,31262	0,0413618
Barras de BFRP							
C30-12B-60C	19,9539	2,64	0,54549	4,0614	3,2486	3,588	0,20887
C30-12B-120C	15,8601	2,63	0,614717	4,1399	-31,1235	2,68845	0,13722