

MODELAGEM DO DESCOLAMENTO DE CONTATO PARA VIGAS DE CONCRETO REFORÇADAS COM PRFC

Francisco Eudázio Suriano da Silva Júnior (Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, Universidade Federal do Rio Grande – FURG) E-mail: jrsuri@outlook.com
Mauro de Vasconcellos Real (Programa de Pós-Graduação em Modelagem Computacional, Universidade Federal do Rio Grande – FURG) E-mail: mauroreal@furg.br

Resumo: O concreto armado, por ser um material de comportamento altamente não-linear, torna necessário o uso de modelos constitutivos sofisticados para a correta representação dos componentes do sistema. Em vigas de concreto armado reforçadas com fibra de carbono, é necessário ainda representar corretamente a região da interface entre o substrato de concreto e o reforço, que é uma região crítica para falha da estrutura. Neste trabalho foram modeladas 10 vigas de concreto armado reforçadas com PRFC e representando diversas configurações de reforço. O comportamento da interface foi representado através de modelo bilinear da Mecânica da Fratura. Os resultados numéricos de cargas de ruptura e modos de falha foram comparados a resultados experimentais, onde foi verificado o bom funcionamento do modelo.

Palavras-chave: modelos constitutivos do concreto, reforço, fibra de carbono, modelagem computacional, mecânica da fratura.

MODELING OF THE CONTACT DEBONDING FOR CONCRETE BEAMS STRENGTHENED WITH CFRP

Abstract: Reinforced concrete, being a material with a highly nonlinear behavior, makes it necessary to use refined constitutive models for the correct representation of the system components. In reinforced concrete beams strengthened with carbon fiber, it is necessary to correctly represent the interface region between the concrete substrate and the reinforcement, which is a critical region for structure failure. In this work, 10 reinforced concrete beams strengthened with CFRP were modeled to represent different strengthening layouts. The behavior of the interface was represented by a fracture mechanics bilinear model. The numerical results of ultimate loads were compared to experimental results, where it was verified the good performance of the model.

Keywords: concrete constitutive models, strengthening, carbon fiber, computational modeling, fracture mechanics.

1. Introdução

Um dos maiores desafios da modelagem computacional de estruturas de concreto armado é lidar com o comportamento mecânico altamente não-linear do concreto, que possui diferentes comportamentos sob tração e compressão, chegando a apresentar tensão de ruptura sob tração igual a aproximadamente 10% de sua resistência à compressão, e apresenta efeitos de longo prazo como retração e fluência, entre outras complicações. Além do comportamento não-linear do concreto, os outros materiais que compõem uma estrutura, como o aço, o reforço e a região de interface entre os materiais, também devem ser representados de forma não-linear.

A principal causa de falha em uma peça de concreto armado reforçada com polímeros reforçados com fibras (PRF) é a região da interface. De acordo com Paliga *et al.* (2012), a transferência de esforços entre o sistema de reforço e o concreto gera tensões de cisalhamento na interface entre os dois materiais. Estas tensões podem levar ao descolamento prematuro do reforço e à ruptura da estrutura com uma pequena mobilização de sua capacidade resistente, indicando o subaproveitamento do material.

Mecânica da Fratura é a área da Mecânica dos Sólidos que estuda a propagação de fissuras em materiais. Como explica Anderson (2017), em um processo de abertura de fissuras, existem três modos de carregamento que proporcionam a propagação de uma fissura, conforme mostrado na Figura 1.

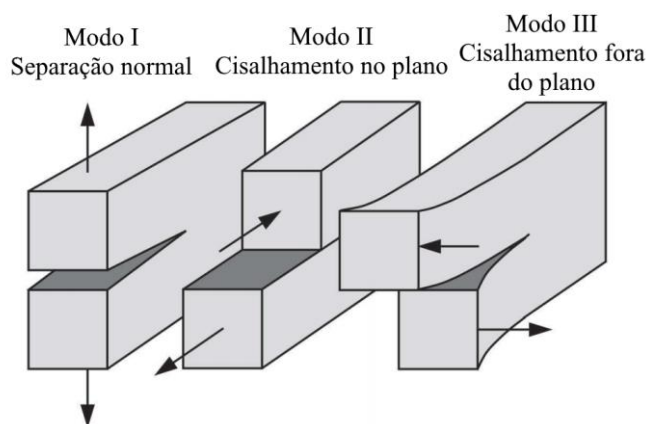


Figura 1 – Modos de fratura (adaptado de Anderson (2017))

Segundo Pivatto (2017), a Mecânica da Fratura é frequentemente utilizada para simular a propagação de fissuras, sendo também adequada para descrever a transferência de tensões em interfaces. Para que essa região seja corretamente representada em um modelo numérico é necessário que o comportamento de perda de aderência seja representado adequadamente. Dentre os métodos utilizados para a modelagem numérica de estruturas com interface, destacam-se os Modelos da Zona de Coesão (MZC).

Um dos MZC mais utilizados para a representação da interface é o modelo bilinear de Lu *et al.* (2005), que utiliza os parâmetros de tensão de cisalhamento máxima na interface, deslizamento tangencial e energia de fratura. Kohnehpooshi e Jaafar (2017) desenvolveram um modelo tridimensional em elementos finitos para estruturas de concreto reforçadas. Além do modelo para o concreto, os autores desenvolveram um elemento de interface usando a formulação de Lu *et al.* (2005), destacando que esse é um dos modelos mais precisos para interface. A validação do modelo foi feita usando resultados experimentais disponíveis na literatura.

Pivatto (2017) realizou um estudo experimental com vigas reforçadas e também um estudo numérico onde buscou-se representar a interface entre concreto e PRFC. Foi utilizada a versão APDL do ANSYS e adotado um modelo de interface com elementos do tipo Inter e o modelo bilinear de Lu *et al.* (2005), onde foi possível representar corretamente o comportamento das vigas ensaiadas.

Cohen *et al.* (2018) investigaram numericamente o descolamento do reforço por aparecimento de fissura intermediária. Foi utilizado um modelo bilinear de interface e os autores modelaram apenas metade da viga devido à simetria. O modelo em elementos finitos foi validado através de resultados experimentais e descobriu-se que a presença de múltiplas fissuras atrasa o descolamento do reforço e o escoamento da armadura.

Silva (2018) analisou o comportamento numérico de paredes de concreto armado com aberturas, destacando que os polímeros reforçados com fibras de carbono (PRFC) se apresentam como uma solução bastante eficiente na recuperação desses elementos estruturais. Foram analisados a carga de ruptura, padrão de fissuração e modos de ruptura de modelos numéricos com o auxílio dos *softwares* Abaqus e Atena, e estes resultados foram comparados a resultados experimentais. Observou-se que os modelos

numéricos, em geral, apresentaram cargas de ruptura inferiores às experimentais, destacando a dificuldade em se modelar a região da interface estrutura-reforço.

No entanto, há uma escassez de trabalhos que utilizem a versão Workbench do *software* ANSYS no que se refere à análise de peças de concreto armado. Pode-se citar os trabalhos de Gora *et al.* (2018), que analisaram pilares reforçados com fibras, e Purushottam e Hemantkumar (2016), que analisaram lajes. Nesta versão, o programa oferece duas opções para a representação da separação entre duas superfícies: o modelo de interface com elementos do tipo Inter e o modelo de descolamento de contato.

O modelo de descolamento de contato não necessita de uma modelagem específica da região da interface, aproveitando as regiões de contato que são geradas automaticamente pelo programa, fato que motivou sua escolha neste trabalho. Portanto, com o objetivo de realizar testes com o modelo de descolamento de contato e complementar a bibliografia relativa à versão Workbench do ANSYS, foram modeladas 10 vigas de concreto armado reforçadas com PRFC e representando diversas configurações de reforço. Os resultados numéricos de cargas de ruptura foram comparados aos resultados experimentais, onde foi verificado o bom funcionamento do modelo. Este trabalho faz parte de uma pesquisa maior que busca analisar a confiabilidade de vigas de concreto armado reforçadas com PRFC.

2. Modelos constitutivos

Conforme Lee (2014), para um material linear, a relação tensão-deformação pode ser expressa pela Lei de Hooke. Essa lei assume que o material é isotrópico e, além de uma relação linear, também considera que a relação tensão-deformação é elástica, sem efeitos de longo prazo e independente da velocidade de carregamento. Materiais que violem qualquer um desses comportamentos não podem ser descritos pela Lei de Hooke, e são classificados como materiais não-lineares, tornando necessário o uso de um modelo constitutivo mais complexo para sua representação.

O modelo constitutivo do ANSYS para o concreto é o modelo *concrete*, que utiliza as equações constitutivas de Willam e Warnke (1974). Este modelo prevê a falha de materiais frágeis, e pode trabalhar com modos de falha por fissuração (tração) e esmagamento (compressão), conforme Figura 2.

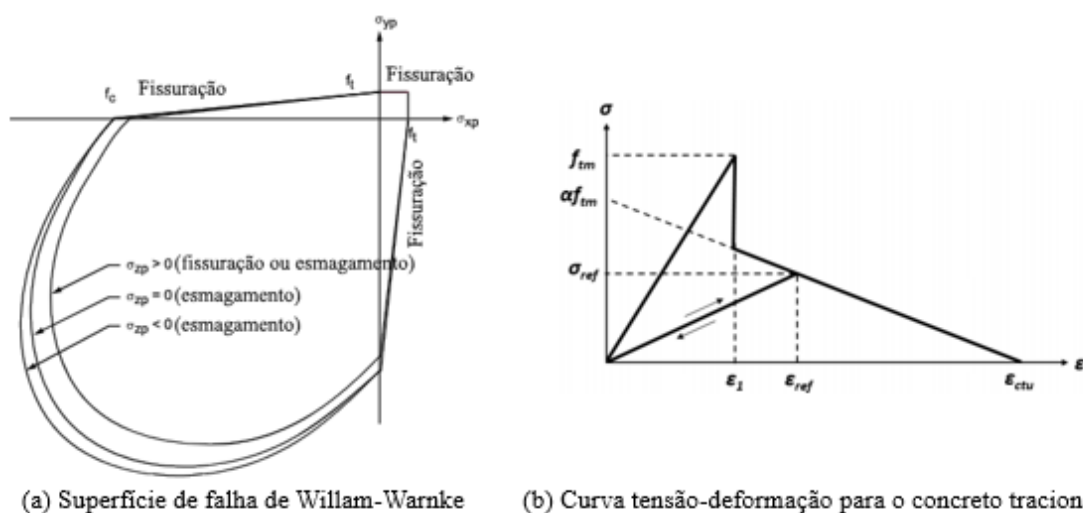


Figura 2 – Modelo constitutivo para o concreto

Para Lazzari *et al.* (2014), o modelo mais adotado para simulação do aço das armaduras

em estruturas de concreto armado é o modelo uniaxial, onde considera-se que as armaduras resistem apenas a esforços axiais. Este modelo considera um comportamento elastoplástico representado por um diagrama tensão-deformação bilinear (Figura 3), e o material possui comportamento isotrópico. Para aços com patamar de escoamento bem definido, adota-se um modelo elastoplástico perfeito. Para os demais aços, adota-se um modelo com endurecimento linear. No presente trabalho optou-se por adotar o modelo elastoplástico perfeito.

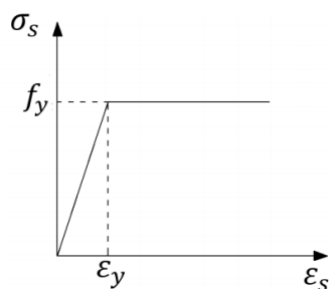


Figura 3 – Modelo constitutivo para o aço

De acordo com Sarturi e Machado (2014) e Pivatto (2017), o comportamento do PRFC em uma análise computacional pode ser representado por um modelo linear-elástico e de comportamento isotrópico. Apesar de boa parte das mantas de PRFC disponíveis no mercado possuírem orientação unidirecional, segundo Sarturi e Machado (2014), a consideração das propriedades ortotrópicas do material não influencia significativamente nos resultados em vigas. Desta forma, vale a Lei de Hooke para representação deste material.

A plataforma Workbench do ANSYS dispõe de modelos de interface com a possibilidade de descolamento de contatos (*contact debonding*) e capazes de trabalhar com os MZC, representando superfícies unidas por meio de adesivos. Cohen et al. (2018) explicam que a interface concreto-PRF é uma fina camada de adesivo onde a deformação relativa entre o PRF e o concreto ocorre principalmente devido a esforços cortantes. Portanto, o modo de fratura é predominantemente o Modo II. A separação normal entre as faces dos materiais ainda existe, no entanto, geralmente é aceito que o descolamento da fibra corresponde somente ao Modo II, já que a camada de adesivo transfere esforços cortantes do concreto para o PRF.

De acordo com o modelo bilinear de Lu et al. (2005) (Figura 4), quando uma viga é carregada, uma tensão interfacial de cisalhamento τ surge devido à abertura de fissuras. Essa abertura é representada numericamente como um deslizamento finito entre a viga e o reforço. Inicialmente, quando o carregamento e a tensão interfacial τ são inferiores à capacidade resistente da interface τ_{max} , a interface é considerada como estando no estágio linear-elástico. Esse estágio termina quando τ excede τ_{max} , o que significa que o sistema está na iminência de sofrer micro descolamentos. À medida em que o deslizamento continua, a tensão interfacial cai a zero e se inicia o descolamento completo do reforço, que se propaga ao longo da interface e representa o macro descolamento.

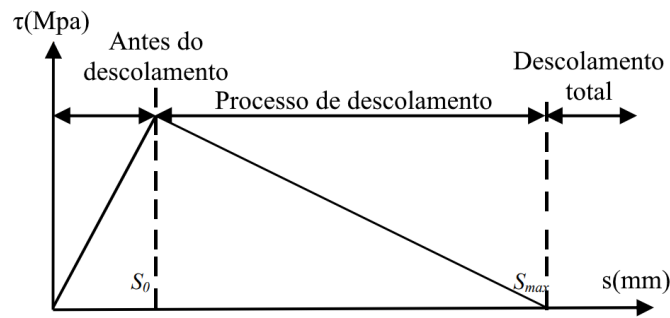


Figura 4 – Modelo bilinear de Lu *et al.* (2005)

O deslizamento na interface é dado pela Equação 1, onde u_p é o deslocamento horizontal no PRF e u_c é o deslocamento horizontal no concreto.

$$s = u_p - u_c \tag{Equação 1}$$

Os valores de τ , τ_{max} e demais parâmetros do modelo podem ser calculados pelas equações a seguir, onde s_0 é o deslocamento em τ_{max} ; α_1 é um coeficiente que pode ser considerado igual a 1,5; G_f é a energia de fratura da interface; β_w é o fator de largura do PRF e é adimensional; b_c é a dimensão da base da viga de concreto; t é a largura do reforço e f_t é a tensão máxima de tração do concreto. As unidades são dadas em mm e MPa, e a energia de fratura é dada em kN/mm.

$$\tau = \begin{cases} \tau_{max} \frac{s}{s_0} & \text{se } s \leq s_0 \\ \tau_{max} \left(\frac{s_{max} - s}{s_{max} - s_0} \right) & \text{se } s > s_0 \end{cases} \tag{Equação 2}$$

$$s_0 = 0,0195 \beta_w f_t \tag{Equação 3}$$

$$s_{max} = \frac{2G_f}{\tau_{max}} \tag{Equação 4}$$

$$\tau_{max} = \alpha_1 \beta_w f_t \tag{Equação 5}$$

$$G_f = 0,308 \beta_w^2 \sqrt{f_t} \tag{Equação 6}$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2,25 - \frac{b_f}{b_c}}{1,25 + \frac{b_f}{b_c}}} \tag{Equação 7}$$

$$b_f = b_c - t \tag{Equação 8}$$

3. Modelagem computacional

3.1. Caracterização das vigas

Para validação do modelo, foram modeladas vigas de quatro trabalhos distintos, buscando representar diversas situações de reforço: as vigas de Pivatto (2017), de Ferreira *et al.* (2018), Arduini *et al.* (1997) e Beber (2003).

As vigas de Pivatto (2017) apresentavam 220 cm de comprimento, 25 cm de altura e 15 cm de largura, e a armadura longitudinal de tração era composta por duas barras de 12,5 mm. Uma viga (V1) recebeu uma camada de reforço e sem ancoragem; outra viga (V2)

recebeu duas camadas de reforço e nenhuma ancoragem; a terceira viga (VA1) recebeu uma camada de reforço e um par de ancoragens laterais; e a quarta viga (VAA1) recebeu uma camada de reforço e dois pares de ancoragens laterais.

As vigas de Ferreira *et al.* (2018) apresentavam 140 cm de comprimento, 20 cm de altura e 12 cm de largura, e a armadura longitudinal de tração era composta por duas barras de 8 mm. Uma viga (V2) recebeu uma camada de reforço com 57 cm de comprimento e um par de ancoragens laterais, e as ancoragens apresentavam 10 cm de largura; a viga V3 recebeu uma camada de reforço com 77 cm de comprimento e um par de ancoragens laterais, e as ancoragens apresentavam 10 cm de largura; e a viga V4 recebeu uma camada de reforço com 77 cm de comprimento e um par de ancoragens laterais, e as ancoragens apresentavam 15 cm de largura.

A viga de Arduini *et al.* (1997) apresentava 260 cm de comprimento, 40 cm de altura e 30 cm de largura, e a armadura longitudinal de tração era composta por três barras de 13 mm. A viga recebeu uma camada de reforço com 230 cm de comprimento e sem ancoragem lateral.

As vigas de Beber (2003) apresentavam 300 cm de comprimento, 30 cm de altura e 15 cm de largura, e a armadura longitudinal de tração era composta por duas barras de 12,5 mm. Uma viga (V6) recebeu uma camada de reforço com 238 cm de comprimento sem ancoragem lateral, e o reforço apresentava 9,5 cm de largura; a outra viga (V7) recebeu quatro camadas de reforço com 238 cm de comprimento sem ancoragem lateral, e o reforço apresentava a mesma largura da viga.

Devido à simetria das peças analisadas, foi modelado apenas um quarto das vigas para redução do esforço computacional. A malha de elementos finitos de todas as vigas foi concebida com 5 cm na direção X. No eixo Y, a malha foi dividida em oito elementos de dimensões iguais nesta direção, e no eixo Z, a malha foi dividida em três elementos de dimensões iguais nesta direção. Os pontos de carregamento e apoios foram modelados com 2 cm de largura. Nas vigas com mais de uma camada de reforço, todas as camadas foram modeladas juntas como um único sólido para simplificação do modelo e redução da quantidade de contatos. A malha dos reforços foi refinada na direção X, ficando com 25 mm nesta direção, pois o programa recomenda que seja refinada a malha nessa região. O modelo está ilustrado nas Figuras 5 e 6 e a simetria na Figura 7.

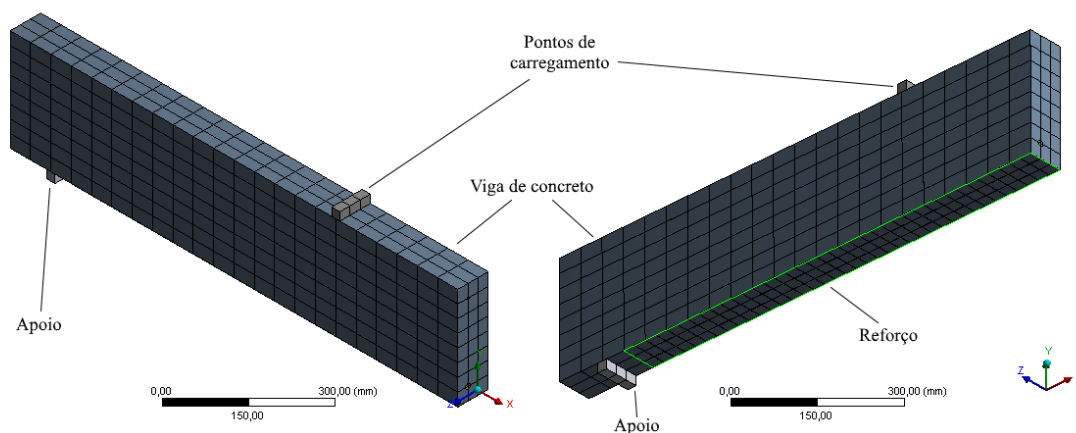


Figura 5 – Modelo em elementos finitos para as vigas do presente estudo

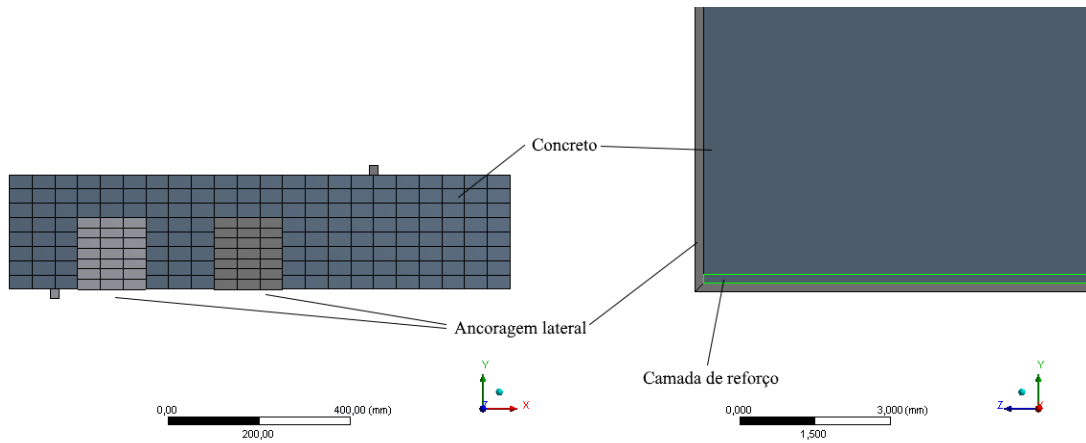


Figura 6 – Representação das ancoragens laterais e disposição do reforço

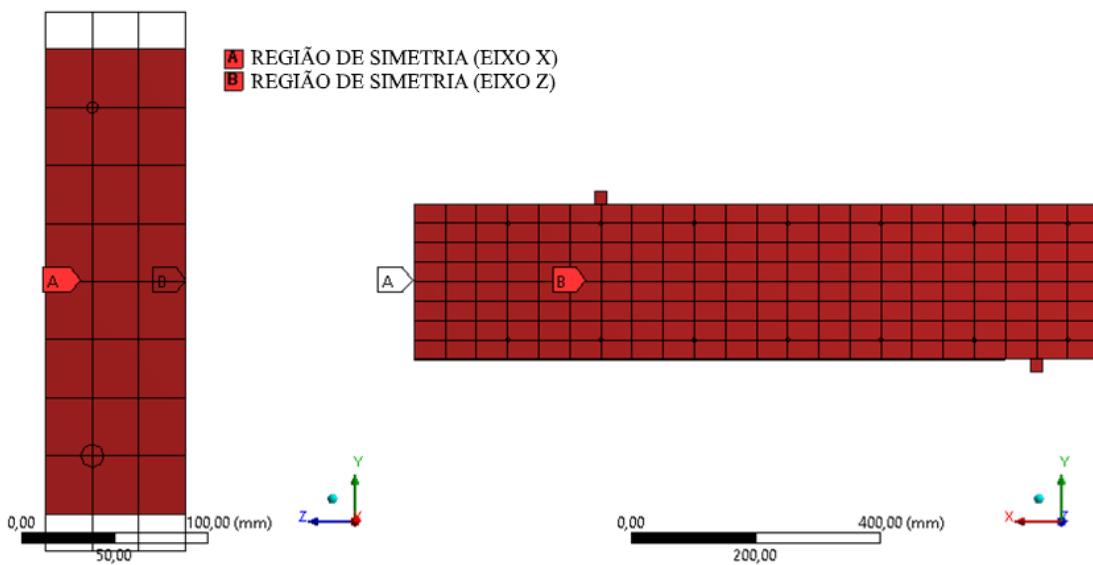


Figura 7 – Regiões de simetria

Todas as vigas foram ensaiadas através do ensaio de flexão de quatro pontos. Mais detalhes encontram-se nos trabalhos dos respectivos autores. As propriedades dos materiais são apresentadas na Tabela 1.

Tabela 1 – Características das vigas analisadas

Material	Parâmetro	Unidade	Pivatto (2017)	Ferreira <i>et al.</i> (2018)	Arduini <i>et al.</i> (1997)	Beber (2003)
Concreto	f_c	MPa	24,05	20	30	32,8
	f_t	MPa	2,2	2,21	1,9	2,9
	E_c	GPa	25,714	25,044	26	26
Aço	f_y	MPa	550	500	340	706,5
	E_s	GPa	210	210	200	210
PRFC	t	mm	0,176	0,166	0,17	0,176
	f_{fu}	MPa	3800	4900	3000	3800
	ϵ_{fu}	%	17	21	7,5	15,8
	E_f	GPa	240	230	400	240

Fonte: Autoria própria

3.2. Configurações das análises

A principal desvantagem da versão Workbench do ANSYS é a falta de opções para definir certos materiais, como o concreto armado. No entanto, a plataforma oferece a opção de se inserir propriedades dos materiais e da análise através de comandos na linguagem APDL, que são os mesmos comandos utilizados na versão APDL. Todas as configurações aplicadas através de comandos se sobrepõem às configurações realizadas no próprio programa, e os comandos podem ser aplicados nas mais diversas etapas da análise. Os comandos aplicados a geometrias fazem parte do /PREP7, ou pré-processamento da análise. É aqui que devem ser inseridos os comandos com a definição dos elementos e formulação não-linear dos materiais. Além disso, é possível inserir entradas na parte /SOLU (configurações da análise) e /POST (pós-processamento dos resultados). Exemplos dos comandos utilizados constam no Anexo deste trabalho.

Foram definidos os seguintes elementos: o elemento tridimensional Solid65 para o concreto; o elemento de barra Link180 para as armaduras; o elemento tridimensional Solid185 para o reforço e os pontos de carregamento e apoios; e os elementos Conta174 e Targe170 para as regiões de contato.

Para o concreto, foram definidos ainda os coeficientes de fissura aberta, igual a 0,3, e de fissura fechada, igual a 1,0. Para o aço foi definido módulo tangente igual a 0, ou seja, um modelo elastoplástico perfeito. Os coeficientes de Poisson adotados para o concreto, aço e reforço foram respectivamente 0,20, 0,30 e 0,27.

Para a região da interface, é necessário criar um material com a formulação do mecanismo de fratura na seção *Engineering Data*. Foi definido modo II de fratura para todas as interfaces. O programa oferece as opções de basear o modelo de interface na distância máxima de separação ou na energia de fratura. Foram realizados vários testes e foi observada melhor convergência da análise quando se utilizou o modelo baseado em energia de fratura. Para Anderson (2017), a abordagem da energia considera que a fratura ocorre quando a energia disponível para fissuração é suficiente para superar a resistência do material. Assim, a tensão tangencial máxima e energia de fratura foram calculadas conforme o modelo de Lu *et al.* (2005) descrito anteriormente, cujos valores são apresentados na Tabela 2.

Tabela 2 – Propriedades de interface

Viga	τ_{\max} (MPa)	G_f (mJ/mm ²)
Pivatto (2017)	V1	2,4615
	V2	2,4633
	VA1	2,4615
	VAA1	2,4615
Ferreira <i>et al.</i> (2018)	V2	2,4730
	V3	2,4730
	V4	2,4730
Arduini <i>et al.</i> (1997)	2,1250	2,360E-04
Beber (2003)	V6	4,0303
	V7	3,2518

Fonte: Autoria própria

Todos os contatos foram definidos como *bonded* com a formulação *pure penalty*. Foi escolhido o contato *bonded* devido à maior facilidade de convergência por ser um tipo de contato linear, conforme explica Lee (2014), e as não-linearidades da região de

contato foram introduzidas posteriormente através da ferramenta *Fracture* do Workbench.

As análises utilizaram um critério de convergência baseado em deslocamento, onde foi definida uma tolerância de 1% e adotado o método de Newton-Raphson completo (*full*). O carregamento foi aplicado em um único passo de carga e 150 *substeps*. O carregamento foi aplicado como força e as reações de apoio (suportes) foram definidas como deformações nulas no eixo Y. A resposta da estrutura ao carregamento e sua carga de ruptura foram observadas através do gráfico carga-deflexão no centro do vão.

4. Resultados e discussões

Na Tabela 3 são apresentados os resultados de carga de ruptura computacional para as 10 vigas analisadas. Foram introduzidas também as cargas de ruptura experimentais.

Tabela 3 – Cargas de ruptura

Viga	Carga de ruptura experimental (kN)	Carga de ruptura computacional (kN)	Variação (%)	
Pivatto (2017)	V1	112,67	113,72	0,93
	V2	114,41	118,42	3,50
	VAA1	117,74	118,01	0,23
	VAA1	120,85	120,53	-0,26
Ferreira <i>et al.</i> (2018)	V2	66,00	62,68	-5,03
	V3	66,00	66,38	0,58
	V4	73,00	68,40	-6,30
Arduini <i>et al.</i> (1997)		169,00	181,60	7,46
Beber (2003)	V6	118,53	118,80	0,23
	V7	160,93	151,60	-5,80
			Média	-0,45
			Desvio Padrão	4,07

Fonte: Autoria própria

Observa-se que, em geral, os resultados foram bons, pois estão dentro de uma variação de 10% em relação à carga de ruptura experimental. Em metade das vigas a variação foi menor que 1%.

Constatou-se variações de 5,03% e 6,30% nas vigas V2 e V4 de Ferreira *et al.* (2018). No entanto, em kN, a variação foi pequena, sendo de 3,32 kN para a V2 e 4,60 kN para a V4, não sendo variações muito expressivas.

Já nas vigas de Beber (2003), observou-se um distanciamento da carga de ruptura experimental na viga V7, que apresentava quatro camadas de reforço. A diferença registrada foi de 5,80% (9,33 kN). Isto pode indicar que o modelo de um único sólido para representar todas as camadas juntas precisa ser melhor ajustado.

A maior diferença entre simulação e experimento ocorreu na viga de Arduini *et al.* (1997). No entanto, observou-se que a tensão de tração no reforço atingiu a tensão de ruptura especificada (3000 MPa), quando a simulação foi interrompida. Isto indica que o modo de falha desta viga na simulação foi a ruptura do reforço, assim como ocorreu no experimento, segundo Arduini *et al.* (1997).

A fim de verificar se a habilitação do descolamento do reforço influencia significativamente nos resultados, as simulações das vigas de Pivatto (2017) foram executadas novamente sem ser considerada a não-linearidade da interface. Os resultados

da nova simulação são apresentados na Tabela 4.

Tabela 4 – Comparativo entre resultados para as vigas de Pivatto (2017)

Viga	Experimental (Pivatto (2017))		Presente estudo (com descolamento)		Presente estudo (sem descolamento)	
	Carga de ruptura (kN)	Deflexão (mm)	Carga de ruptura (kN)	Deflexão (mm)	Carga de ruptura (kN)	Deflexão (mm)
V1	112,67	20,95	113,72	22,86	113,59	19,42
V2	114,41	13,54	118,42	13,17	118,74	22,06
VA1	117,74	22,00	118,01	25,80	119,27	34,64
VAA1	120,85	24,86	120,53	20,47	116,90	27,51

Fonte: Autoria própria

Verifica-se que as cargas de ruptura praticamente não variaram entre as simulações, com exceção da viga VAA1, que rompeu com 116,9 kN na análise sem descolamento, 120,53 kN na simulação com descolamento e 120,85 kN no experimento, sendo uma diferença de 3,63 kN entre as duas simulações, das quais a que mais se distanciou do experimento foi a simulação que não considerou o descolamento de contato.

Quanto às deflexões, constatou-se que, excetuando-se a viga V1, as demais apresentaram maiores deflexões na simulação sem descolamento, ou seja, apresentaram menos rigidez nesses casos, o que pode ser explicado por as vigas sofrerem maior fissuração antes da ruptura, já que o reforço não descola do substrato, aumentando sua deflexão. Além disso, é possível observar que os resultados sem descolamento foram mais próximos aos do experimento somente na primeira viga, enquanto nas demais o modelo com descolamento de contato se mostrou mais adequado. Isto pode ser explicado pelo fato de, no experimento, de acordo com Pivatto (2017) não ocorreu ruptura por descolamento do reforço nesta viga, mas houve descolamento nas demais. Portanto, os resultados da simulação sem descolamento reforçam a importância de se analisar as peças considerando as não-linearidades da interface.

Das 10 vigas analisadas, que sofreram menor variação em relação ao experimento foram as de Pivatto (2017), duas das quais apresentavam ancoragens laterais, que é um método moderno recomendado pela norma ACI 440.2R (2017). A modelagem adotada parece representar com maior precisão os casos onde há ancoragens. No entanto, mais amostras de vigas com e sem ancoragem são necessárias para uma melhor validação desta hipótese.

5. Conclusões

A partir dos resultados obtidos, pode-se afirmar que o modelo utilizado representou adequadamente o comportamento de vigas reforçadas com PRFC e parece representar com maior precisão as peças onde há ancoragens laterais. Com relação à viga onde houve a maior diferença entre a simulação e o experimento, ainda assim observou-se modos de ruptura idênticos nessas duas situações. No entanto, o modelo parece precisar de um melhor ajuste quando se aumenta a quantidade de camadas de reforço.

Os resultados de carga de ruptura foram bastante próximos aos experimentais, estando dentro de uma faixa de variação aceitável de 10%, e também observou-se que há uma diferença significativa com relação à deformação sofrida pelas vigas quando o modelo considera ou não o descolamento do reforço do substrato de concreto.

Espera-se, portanto, que o presente trabalho possa contribuir para a realização de futuras pesquisas sobre o tema, principalmente quando utilizada a versão Workbench do ANSYS na modelagem de vigas de concreto armado reforçadas com fibras de carbono.

Referências

- AMERICAN CONCRETE INSTITUTE.** *Guide for the Design and Construction of Externally Bonded FRP Systems for Strengthening Concrete Structures (ACI 440.2R)*. 2017.
- ANDERSON, T. L.** *Fracture mechanics: fundamentals and applications*. Boca Ratón: CRC Press, 2017.
- ARDUINI, M.; DI TOMMASO, A. & NANNI, A.** *Brittle failure in FRP plate and sheet bonded beams*. ACI Structural Journal, v. 94, n. 2, p. 363-370, 1997.
- BEBER, A. J.** *Comportamento estrutural de vigas de concreto armado reforçadas com compósitos de fibra de carbono*, 2003. Tese de Doutorado, Porto Alegre, RS, Brasil, Universidade Federal do Rio Grande do Sul – UFRGS.
- COHEN, M.; MONTELEONE, A. & POTAPENKO, S.** *Finite Element Analysis of Intermediate Crack Debonding in FRP Strengthened RC Beams*. Canadian Journal of Civil Engineering, v. 45, n. 10, p. 840-851, 2018.
- FERREIRA, M. P.; OLIVEIRA, M. H.; LIMA NETO, A. F. & TAPAJÓS, L. S.** *Influência da ancoragem na resistência à flexão de vigas reforçadas com mantas de PRFC*. Revista Alconpat, v. 9, n. 1, p. 30-47, 2019.
- GORA, A. M.; JAGANATHAN, J.; ANWAR, M. P. & ALENGARAM, U. J.** *Finite element analysis of rectangular reinforced concrete columns wrapped with FRP composites*. IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, v. 431, n. 7, p. 1-8, 2018.
- KOHNEHPOOSHI, O. M. I. D. & JAAFAR, M. S.** *Non-linear three dimensional finite elements for composite concrete structures*. Latin American Journal of Solids and Structures, v. 14, n. 3, p. 398-421, 2017.
- LAZZARI, P. M.; CAMPOS FILHO, A. & GASTAL, F. P. S. L.** *Modelo Constitutivo Elastoplástico com Fissuração para Estruturas de Concreto Armado baseado no Sistema UPF – ANSYS 14.5*. In: 56º Congresso Brasileiro do Concreto. Anais do 56º Congresso Brasileiro do Concreto, 2014.
- LEE, H.** *Finite Element Simulations with ANSYS Workbench 15*. SDC publications, 2014.
- LU, X. Z.; TENG, J. G.; YE, L. P. & JIANG, J. J.** *Bond-slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete*. Engineering Structures, v. 27, n. 6, p. 920-937, 2005.
- PALIGA, C. M.; CAMPOS FILHO, A. & REAL, M. DE V.** *Materiais compósitos e o reforço estrutural: uma análise numérica*. Teoria e Prática na Engenharia Civil, n. 20, p. 23-30, 2012.
- PIVATTO, A. B.** *Análise experimental e computacional de vigas biapoiadas de concreto armado reforçadas com CRFC*, 2017. Dissertação de Mestrado, Curitiba, PR, Brasil. Universidade Tecnológica Federal do Paraná – UTFPR.
- PURUSHOTTAM, M. Y. J. & HEMANTKUMAR, T. Y.** *Analytical study of solid flat slab and voided slab using ANSYS Workbench*. International Research Journal of Engineering and Technology (IRJET), v. 3, n. 10, p. 1000-1003, 2016.
- SARTURI, F. D. M. & MACHADO, R. D.** *Modelagem de vigas de concreto reforçadas com CFRP utilizando o método dos elementos finitos*. In: XXXVI Jornadas Sul-americanas de Engenharia Estrutural, 2014, Montevideo. Anais do XXXVI Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural, 2014.
- SILVA, M. A.** *Análise numérica de paredes de concreto armado reforçadas com compósito de fibras de carbono*, 2018. Dissertação de Mestrado, Campinas, SP, Brasil. Universidade Estadual de Campinas – Unicamp.
- WILLAM, K. J. & WARNKE, E. D.** *Constitutive Model for the Triaxial Behavior of Concrete*. Proceedings, International Association for Bridge and Structural Engineering, v. 19, p. 174, 1974.

ANEXO**Comando APDL para o concreto – vigas de Pivatto (2017)**

```

ET,MATID,SOLID65 !tipo e número do elemento

R,MATID,0,0,0,0,0,0 !real constants
RMORE,0,0,0,0,0,0 !real constants
MP,EX,MATID,25714 !módulo de elasticidade em MPa
MP,PRXY,MATID,0.2 !coeficiente de Poisson

KEYOPT,MATID,1,0
KEYOPT,MATID,3,2
KEYOPT,MATID,5,2
KEYOPT,MATID,6,3
KEYOPT,MATID,7,1
KEYOPT,MATID,8,1

TB,CONCR,MATID,1,9
TBTEMP,22
TBDATA,1,0.3,1,2.2,24.05 !1, coef. fissura fechada, coef. fissura aberta, fctm, fck

TB,MISO,MATID,1,21,0
TBPT,DEFI,0.0001,2.5714
TBPT,DEFI,0.0002,4.8
TBPT,DEFI,0.0003,6.8
TBPT,DEFI,0.0004,8.8
TBPT,DEFI,0.0005,10.52
TBPT,DEFI,0.0006,12.27
TBPT,DEFI,0.0007,13.89
TBPT,DEFI,0.0008,15.39
TBPT,DEFI,0.0009,16.77
TBPT,DEFI,0.001,18.04
TBPT,DEFI,0.0011,19.18
TBPT,DEFI,0.0012,20.2
TBPT,DEFI,0.0013,21.1
TBPT,DEFI,0.0014,21.89
TBPT,DEFI,0.0015,22.55
TBPT,DEFI,0.0016,23.09
TBPT,DEFI,0.0017,23.51
TBPT,DEFI,0.0018,23.81
TBPT,DEFI,0.0019,23.99
TBPT,DEFI,0.002,24.05
TBPT,DEFI,0.0035,24.05

```

Comando APDL para o aço – vigas de Pivatto (2017)

```

ET,matid,LINK180 !tipo e número do elemento

MPDATA,EX,matid,,2.1e5 !módulo de elasticidade
MPDATA,PRXY,matid,,0.3 !Poisson
TB,BISO,matid,1,2 !definição de gráfico bilinear para escoamento
TBDATA,,550,0,,,, !tensão de escoamento (fyk) e módulo tangente
R,matid,122.65625, ,0 !área da seção transversal da armadura

```

Comando APDL para configurações da análise

```

/PREP7
ESEL,S,ENAME,,65 !seleciona todos os nós dos elementos Solid65
ESEL,A,ENAME,,180 !seleciona todos os nós dos elementos Link180
ALLSEL,BELOW,ELEM
CEINTF,0.25 !tolerância (%) em função do tamanho do elemento
ALLSEL,ALL

/SOLU
NLGEOM,ON
OUTRES,ALL,ALL

```