

Estudo numérico de vigas em concreto armado reforçadas ao cisalhamento com PRFC

M. F. Arcine ^{1*}, N. V. Menon ²

* Autor de Contato: maiconarcine2321@gmail.com

DOI: <https://doi.org/10.21041/ra.v14i1.687>

Recebido: 15/04/2023 | Correções recebidas: 07/09/2023 | Aceito: 13/11/2023 | Publicado: 01/01/2024

RESUMO

O objetivo desta pesquisa é investigar numericamente o reforço e a interface adesiva de uma viga em concreto armado a esforços cortantes. O estudo foi baseado em resultados experimentais coletados da literatura atual. O sistema de reforço consistiu em usar mantas de Polímeros Reforçados com Fibras de Carbono (PRFC) coladas em “U” em regiões críticas de cisalhamento. Os resultados da simulação numérica foram considerados eficientes. Pequenas diferenças na ductilidade entre as vigas simuladas e as experimentais foram observadas, fato devido a não consideração do escorregamento das barras da armadura. Mesmo com reforço, colapsos frágeis ainda são observados, provenientes do descolamento de parte do PRFC.

Palavras-chave: cisalhamento; viga de concreto armado; simulação numérica; descolamento.

Citar como: Arcine, M. F., Menon, N. V. (2024), “*Estudo numérico de vigas em concreto armado reforçadas ao cisalhamento com PRFC*”, Revista ALCONPAT, 14 (1), pp. 25 – 39, DOI: <https://doi.org/10.21041/ra.v14i1.687>

¹ Graduate Program in Civil Engineering, State University of Maringá, Maringá, Brazil.

² Associate Professor of Civil Engineering Department, State University of Maringá, Maringá, Brazil.

Contribuição de cada autor

Neste trabalho, o autor Arcine contribuiu com um percentual de 80% as atividades: manuscrito, desenvolvimento do modelo, coleta de dados, redação do trabalho e discussão dos resultados e com 30% a atividade: ideia original. O autor Menon contribuiu com um percentual de 20% as atividades: manuscrito, desenvolvimento do modelo, coleta de dados, redação do trabalho e discussão dos resultados e com percentual de 100% as atividades: supervisão e 70% da atividade: ideia original.

Licença Creative Commons

Copyright (2022) é propriedade dos autores. Este trabalho é um artigo de acesso aberto publicado sob os termos e condições de uma Licença Internacional Creative Commons Atribuição 4.0 ([CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)).

Discussões e correções pós-publicação

Qualquer discussão, incluindo a resposta dos autores, será publicada no terceiro número do ano 2024, desde que a informação seja recebida antes do fechamento do segundo número do ano de 2024.

Numerical study of RC beams strengthened in shear with CFRP

ABSTRACT

The objective of this study is to numerically investigate the strengthening and adhesive interface of a RC beam under shear forces. The study is based on experimental results from the current literature. The strengthening system consisted of carbon fiber reinforced polymers (CFRP) bonded in a U-shape in the critical shear regions. The numerical simulation results were considered efficient. Small differences in ductility were observed between the simulated and experimental beams, which was attributed to the failure to account for the slip of the reinforcing bars. Even with strengthening, fragile collapses are still observed, resulting from the debonding of a portion of the CFRP.

Keywords: shear; RC beam; strengthening; numerical simulation; debonding.

Estudio numérico de vigas de hormigón armado reforzadas a cortante con PRFC

RESUMEN

El objetivo de esta investigación es investigar numéricamente el refuerzo y la interfaz adhesiva de una viga de hormigón armado a esfuerzos cortante. El estudio se basó en resultados experimentales recopilados de la literatura actual. El sistema de refuerzo consistió en el uso de mantas de polímero reforzado con fibra de carbono (PRFC) pegadas en forma de “U” en regiones críticas de cizallamiento. Los resultados de la simulación numérica se consideraron eficientes. Se observaron pequeñas diferencias en la ductilidad entre las vigas simuladas y experimentales, debido a que no se consideró el deslizamiento de las barras de armadura. Incluso con refuerzo, todavía se observan colapsos frágiles, como resultado del desprendimiento de una parte del PRFC.

Palabras clave: cizallamiento; viga de hormigón armado; simulación numérica; desprendimiento.

Informações legais

Revista ALCONPAT é uma publicação trimestral da Associação Latino-Americana de Controle de Qualidade, Patologia e Recuperação de Construção, Internacional, A.C., Km. 6, antiga estrada para Progreso, Merida, Yucatán, C.P. 97310, Tel.5219997385893, alconpat.int@gmail.com, Website: www.alconpat.org

Reserva de direitos de uso exclusivo No.04-2013-011717330300-203, eISSN 2007-6835, ambos concedidos pelo Instituto Nacional de Direitos Autorais. Editor responsável: Dr. Pedro Castro Borges. Responsável pela última atualização deste número, Unidade de Informática ALCONPAT, Eng. Elizabeth Sabido Maldonado.

As opiniões expressas pelos autores não refletem necessariamente a posição do editor.

A reprodução total ou parcial do conteúdo e das imagens da publicação é realizada de acordo com o código COPE e a licença CC BY 4.0 da Revista ALCONPAT.

1. INTRODUÇÃO

Materiais compósitos surgiram como alternativa de reforço para os casos em que emprego dos materiais tradicionais como chapas de aço e concreto não serem adequados. Os FRPs (*Fiber Reinforced Polymer*) ou PRFs (Polímeros Reforçados com Fibras) são materiais compósitos (matriz e reforço) constituídos por fibras embebidas em uma matriz polimérica. Dentro da categoria de PRF, destacam-se: fibras de vidro (PRFV), fibras de aramida (PRFA) e as fibras de carbono (PRFC). De acordo com Teng et al. (2002), a vantagem desses materiais sobre outros é a sua não-corrosividade, alta relação resistência/peso, neutralidade eletromagnética e sua versatilidade na utilização do reforço e reabilitação para estruturas de concreto armado, alvenaria, aço e madeira. Porém, o desprendimento do compósito de fibras de carbono do substrato das estruturas de concreto armado pode causar perda completa, parcial ou prematura da ação do reforço com polímeros. Essa falha é caracterizada pela ocorrência nas extremidades do reforço, onde ocorrem tensões elevadas normais e tangenciais, provocando o descolamento do compósito ao concreto, o que acarreta em uma ruptura frágil (Baggio, Soudki e Noël, 2014; Colalillo e Sheikh, 2014; Pellegrino e Modena, 2008). O descolamento do PRF pode iniciar a partir de fissuras de flexão, fissuras de flexão/cisalhamento ou ambas, geralmente próximo à região de momento fletor máximo. Para resolver problemas como a descolagem do reforço, simulações numéricas podem funcionar como ferramentas maleáveis, as quais, tem-se a liberdade ao avaliar e modificar as condições de contorno do problema. A partir de resultados experimentais, é possível observar o comportamento estrutural de vigas em concreto armado sujeitas a esforços de cisalhamento (Godat et al., 2007; Manos, Theofanous e Katakalos, 2014; Shomali, Mostofinejad e Esfahani, 2020; Zheng et al., 2020). Também é capaz de avaliar o reforço nessas estruturas e sua funcionalidade quando sujeitas a falhas por descolamento (Mansour, 2021; Obaidat, Heyden e Dahlblom, 2010; Shomali, Mostofinejad e Esfahani, 2020). Por fim, simular novos meios de ancoragem no intuito de evitar falhas por descolamento também pode ser investigado numericamente (Godat et al., 2007). Dessa forma, este estudo teve como objetivo avaliar numericamente o reforço e sua interface adesiva de uma viga em concreto armado a esforços cortantes. O sistema consistiu em usar lâminas de PRFC colados em “U” em regiões críticas de cisalhamento. As análises foram realizadas por meio do *software* ABAQUS 6.12 com base em experimentos realizados por Risson (2016).

2. MODELOS NUMÉRICOS

2.1 Modelo de plasticidade com dano acoplado..

Por ser um material cerâmico, o comportamento do concreto é quase-frágil, portanto, modelos que representam melhor o dano é visto como aceitáveis em simulações desse material (Demin e Fukang, 2017). É descrito, então, um modelo multiaxial denominado *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) ou Modelo de plasticidade com dano acoplado, proposto por Lubliner et al. (1989) e desenvolvido por Lee e Fenves (1998). Também chamado de modelo de Barcelona, nesse modelo, assume-se que o dano no concreto é causado principalmente por fissuras de tração (*cracking*) e esmagamento a compressão (*crushing*).

O CDP oferece uma capacidade de modelagem progressiva de dano no material, no qual, a variável de dano escalar d varia de $0 \leq d \leq 1$. Nesse caso, $d = 0$ corresponde a um material totalmente íntegro e $d = 1$ relaciona-se ao dano completo ou ao início do faturamento. Os fatores de dano d_c e d_t , representam a taxa de degradação da rigidez do concreto causada pelo dano no material durante a compressão e tração, respectivamente, sob tensão uniaxial. As Figura 1a e 1b apresentam esse comportamento.

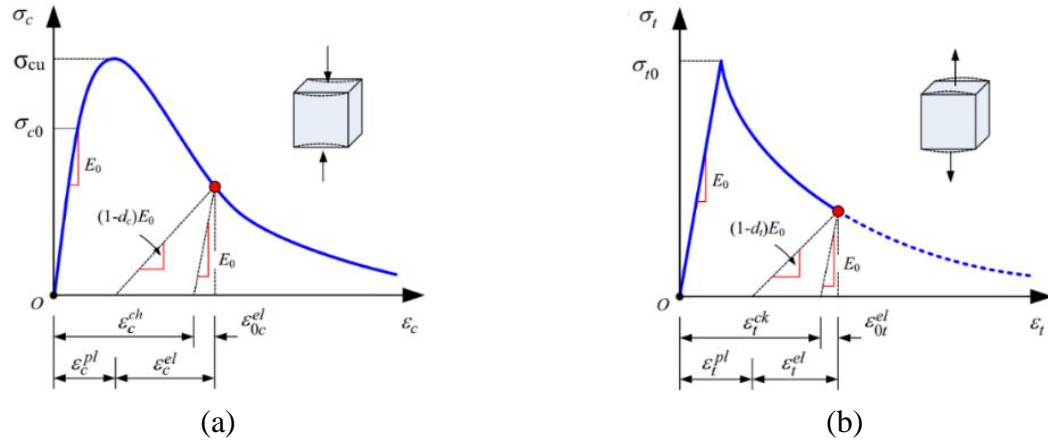


Figura 1. Curvas tensão x deformação do concreto usadas no CDP para tensão uniaxial de compressão (a) e tração (b). Adaptado de (Chi et al., 2017).

Pela Figura 1a, tem-se que a resposta do concreto no diagrama tensão x deformação de compressão uniaxial é linear até o valor de tensão de escoamento plástico (σ_{c0}). A partir dessa tensão, inicia-se o regime plástico, ocorre assim um aumento na tensão até ser atingida a tensão última (σ_{cu}), por consequência, há uma diminuição no módulo de elasticidade. Como resultado, diminui a tensão e aumenta a deformação. Referente a resposta do concreto a tração (Figura 1b), segue uma relação elástico linear até ser alcançado o valor de tensão de falha σ_{t0} , no qual, a partir desse ponto, inicia-se o surgimento de microfissuras no concreto. Em valores superiores a esta tensão, o gráfico apresenta também uma diminuição do módulo de elasticidade na curva, o que induz a deformação localizada na estrutura de concreto, conseqüentemente, diminui a tensão e aumenta a deformação. De modo geral, a deformação ε pode ser decomposta de acordo com a teoria elasto-plástica, em deformação elástica ε^{el} e deformação plástica ε^{pl} . As demais componentes da Figura 1 são: deformação de esmagamento ε_c^{ch} e deformação de fissuração ε_t^{ck} . As deformações ε_{c0}^{el} e ε_{t0}^{el} , podem ser definidas como a divisão da tensão de compressão e tração, pelo módulo de elasticidade inicial, respectivamente. Nos diagramas, nota-se uma mudança de valor no módulo de elasticidade no regime plástico, esse valor é denominado de módulo de elasticidade danificado (ou efetivo) (\bar{E}), como mostrado na Equação (1).

$$\bar{E} = (1 - d)E_0; \quad d = 1 - \left(\frac{\bar{E}}{E_0} \right) \quad (1)$$

A Equações (2) apresenta a função do estado de tensão em função da elasticidade inicial dos tensores de deformação e dos danos na compressão (d_c) e tração (d_t), onde o sobrescrito “i” se torna “c” para compressão e “t” para tração:

$$\sigma_i = (1 - d_i)E_0(\varepsilon - \varepsilon^{pl}); \quad \bar{\sigma}_i = E_0(\varepsilon_i - \varepsilon_i^{pl}) \quad (2)$$

O modelo CDP faz o uso da função de escoamento. A utilização de tal função define o estado crítico de tensão, além do qual a deformação plástica se inicia. Os critérios de escoamento que mais são usados para os materiais são os de Mohr-Coulomb e Drucker-Prager e podem ser escritos em termos de tensões efetivas (Chi et al., 2017), como apresentado na Equação (3).

$$F(\bar{\sigma}) = \frac{1}{1 - \alpha} (\bar{q} - 3\alpha\bar{p} + \beta_1(\varepsilon^{pl})\langle \bar{\sigma}_{m\acute{a}x} \rangle - \gamma_a \langle \bar{\sigma}_{m\acute{a}x} \rangle) - \bar{\sigma}_c(\varepsilon_c^{pl}) = 0 \quad (3)$$

Essa função faz uso de dois invariantes de tensão do tensor de tensão, são eles: tensão hidrostática efetiva (\bar{p}) e tensão desviatória (\bar{q}). As constantes α , β_1 e γ_a são adimensionais, $\bar{\sigma}_{m\acute{a}x}$ é o valor algébrico máximo das tensões efetivas principais e $\langle . \rangle$ é o operador de Macauley definido como $\langle x \rangle = (|x| + x)/2$. Percebe-se que para $F(\bar{\sigma}) = 0$, existe no material um início de deformação plástica, enquanto que para deformações elásticas, tem-se $F(\bar{\sigma}) < 0$.

2.2 Modelo constitutivo para o aço.

Em aplicações gerais de Engenharia, é normalmente adotado um diagrama elasto-plástico perfeito, idêntico na tração e compressão, conforme a Figura 3. Esse modelo, segundo Obaidat, Heyden e Dahlblom (2010), apresenta resultados aceitáveis na modelagem de elementos no concreto armado.

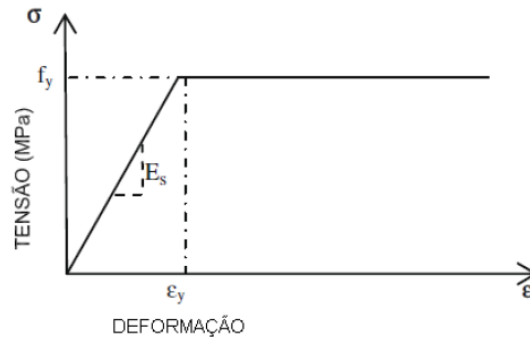


Figura 2. Comportamento elasto-plástico perfeito para o aço. Adaptado de (Obaidat, Heyden e Dahlblom, 2010).

2.3 Modelo constitutivo para o PRFC.

Segundo Kezmane, Boukais e Hamizi (2016), os compósitos de PRF são anisotrópicos, o que significa que suas propriedades não são as mesmas em todas as direções. Os eixos coordenados 1, 2 e 3 se referem as coordenadas principais do material, no qual 1 representa a direção das fibras (eixo x) e 2 e 3 (y e z respectivamente) perpendiculares a 1. Caracteriza-se então como um material ortotrópico. Neste caso, as propriedades do material nas direções 2 e 3 são as mesmas ($E_{22} = E_{33}$, $\nu_{23} = \nu_{32}$), o que é caracterizado no ABAQUS como transversalmente isotrópico. De acordo com *Abaqus User's Guide* (2014), sob condições de tensões aplicadas no plano de um elemento *Shell*, somente os valores de E_{11} , E_{22} , ν_{12} , G_{12} , G_{13} e G_{23} são necessários para definir tal material. No *software*, esse comportamento é definido pela função *Lamina*. Os módulos de cisalhamento G_{13} e G_{23} são incluídos pois podem ser necessários para modelar a deformação de cisalhamento transversal no elemento *Shell*. Esses dados podem ser encontrados usando a Lei de Mistura definida por Piggott (2002). O autor informa que o volume de fibras de um compósito reforçado com fibras (PRF) pode variar de 60% – 70%.

2.4 Modelo constitutivo para o adesivo (superfície coesiva).

Segundo Camanho e Dávila (2002), a simulação do descolamento é, geralmente, dividida entre deformação inicial e a propagação do descolamento. A tensão de cisalhamento da ligação aumenta linearmente com a deformação da interface até que atinge o pico de tensão (τ_{pico}) e, conseqüentemente, o início do deslizamento interfacial. A partir desse ponto, ocorre o início da danificação do material caracterizado por um decréscimo do módulo de elasticidade (Figura 3), também chamado de amolecimento interfacial (ou surgimento de microfissuras). Quando a tensão reduz a zero, tem-se o valor do máximo deslizamento suportado pelo sistema (δ_{ult}) e, a partir desse ponto, não é mais possível transferir tensões entre os substratos, caracterizado como descolamento. Na Figura 3, G_f é a área da região descendente do modelo e significa a energia de fratura da interface.

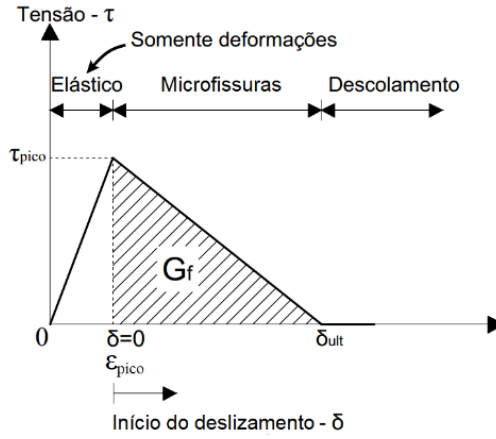


Figura 3. Modelo bilinear para a interface adesiva. Adaptado de (Yuan et al., 2004).

Foi apresentado na Figura 3 o modo de falha II caracterizado pelo deslizamento do material em uma superfície. Em situações de vigas reforçadas ao cisalhamento, diferentes modos de falha podem ocorrer além do descrito anteriormente, o que caracteriza o surgimento do modo misto de falha. Esse modo representa a lei constitutiva como uma combinação dos modos individuais (Modos I, II e III). Os modos II e III representam o modelo visto anteriormente e é representado pelos subscritos t e s , respectivamente, onde poderão ser vistos na Figura 4. O modo I é a aplicação de carregamento normal à superfície coesiva representado pelo subscrito n . O comportamento elástico linear para elementos 3D nos modos puros I, II ou III, exceto para $\varepsilon_n < 0$, pode ser expresso pela Equação (4).

$$\begin{Bmatrix} \sigma_n^{pico} \\ \tau_s^{pico} \\ \tau_t^{pico} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \varepsilon_n^{pico} \\ \varepsilon_s^{pico} \\ \varepsilon_t^{pico} \end{Bmatrix} \quad (4)$$

Em que ε_n^{pico} , ε_s^{pico} e ε_t^{pico} são deformações de pico. Até esse ponto, a separação normal (deslocamento u_n) e o deslizamento (δ_s e δ_t) são iguais a zero. K_{nn} é a rigidez do adesivo na direção normal ao mesmo fornecida pelo fabricante. K_{ss} e K_{tt} podem ser estimados tomando como base a elasticidade normal e o Poisson do material como $K_{ss} = K_{tt} = K_{nn}/2(1 + \nu)$. Segundo Camanho e Dávila (2002), o início do amolecimento (dano ou deslizamento interfacial) pode ser previsto por um critério de falha quadrático, expresso pela Equação 5.

$$\left(\frac{\langle \sigma_n \rangle}{\sigma_n^{pico}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_s}{\tau_s^{pico}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_t}{\tau_t^{pico}} \right)^2 = 1 \quad (5)$$

Com a finalidade de explicar com precisão a variação da energia dissipada devido a falha/colapso no modo misto, Benzeggagh e Kenane (1996) estabeleceram um critério denominado critério de fratura BK ou BK *fracture criterion*. Esse critério pode ser expresso pela Equação (6).

$$G_C = G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC}) \left(\frac{G_{II}}{G_T} \right)^\eta \quad (6)$$

Onde η é o parâmetro do material e pode ser obtido em testes experimentais MMB (Camanho & Dávila, 2002). Os termos G_{IC} e G_{IIC} são energias de fratura da interface nos modos I e II, G_T é a soma dessas duas energias e G_{II} é a taxa de liberação de energia no modo II. A Figura 4 apresenta, de forma geral, o comportamento no modo misto de materiais coesivos.

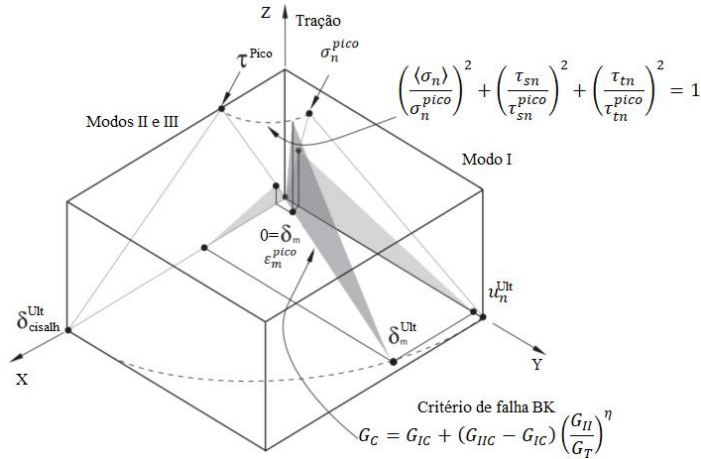


Figura 4. Resposta dos materiais coesivos em modos I, II, III e misto. Adaptado de *Abaqus User's Guide* (2014).

Uma forma de obter os valores das tensões é usar as equações (7)-(9) dispostas em trabalhos de Lu et al. (2005), Chen et al. (2010) e Colalillo e Sheikh (2014).

$$\sigma_n^{pico} = f_t; \tau_{s,t}^{pico} = 1,5\beta_w f_t \quad (7)$$

$$\beta_w = \sqrt{\frac{2,25 - w_f/S_f}{1,25 + w_f/S_f}} \quad (8)$$

$$f_t = 0,395 \left(\frac{f_{ck}}{0,78} \right)^{0,55} \quad (9)$$

Onde β_w é coeficiente da relação espaçamento-largura, w_f é largura do compósito (mm), S_f é espaçamento do reforço em PRF entre lâminas (mm) (para testes *pull-out*, o espaçamento é igual à largura do compósito) e f_t é resistência a tração do concreto (MPa).

3. MATERIAIS E MÉTODOS

3.1 Objeto do estudo.

O experimento usado nas simulações foi ensaiado por Risson (2016), ao qual realizou uma série de testes experimentais de vigas em concreto armado reforçadas ao cisalhamento com mantas de fibras de carbono (PRFC). A resistência a compressão cilíndrica do concreto aos 28 dias (f'_c) é de 37,6 MPa. Para estimar o valor da resistência a tração do material, foi usada a equação de Genikomsou e Polak (2015) ($f_t = 0,33\sqrt{f'_c}$) e, obteve-se 1,98 MPa. O módulo de elasticidade do concreto procedeu de acordo com a norma americana (ACI 318, 2014) e resultou em 28,8 GPa. O coeficiente de Poisson a ser utilizado para o concreto é de 0,2. A pesquisa consistiu em testar uma viga referência sem reforço (VCR) e posteriormente reforça-la, com PRFC orientado a 90° em relação ao seu eixo (VC0-90). Vale ressaltar que as armaduras foram dimensionadas para que a falha ocorra

por escoamento dos estribos e não por flexão. Portanto, a armadura transversal foi subdimensionada, enquanto a longitudinal foi superdimensionada, não seguindo as recomendações normativas. A Figura 5 detalha as situações descritas, juntamente com as condições de contorno.

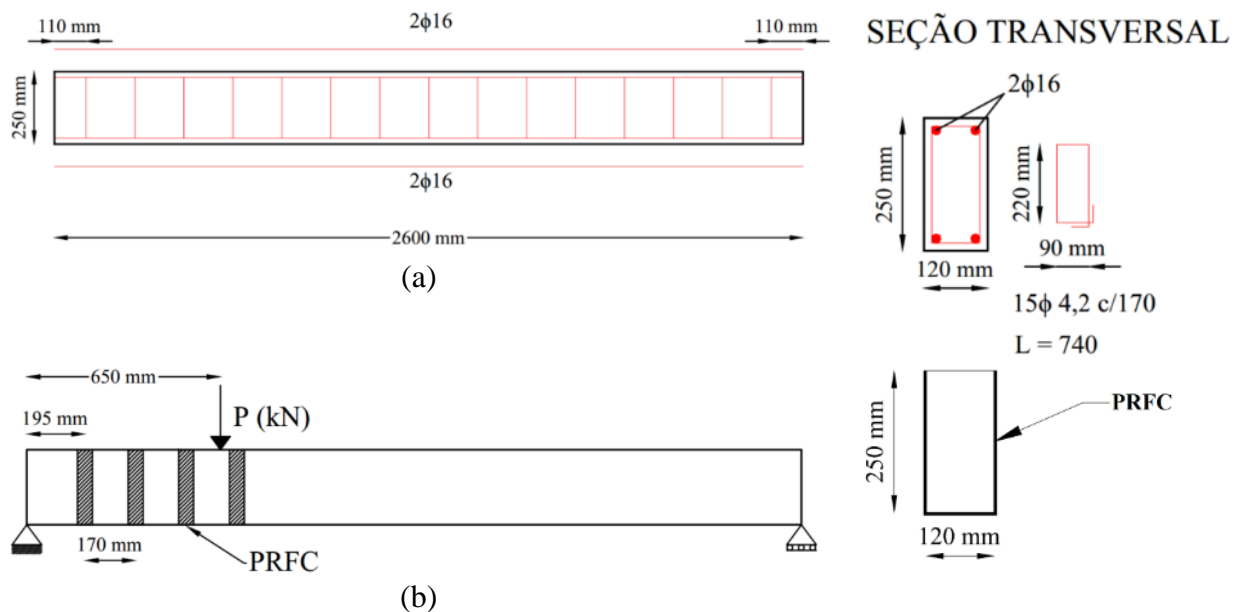


Figura 5. Viga VCR (a) e VC0-90 (b). Adaptado de (Risson, 2016).

O aço usado experimentalmente para os estribos foi o CA-60, com uma tensão de escoamento média de 618,63 MPa. As barras longitudinais foram da categoria CA-50 e tensão de escoamento média de 581,37 MPa. O Coeficiente de Poisson a ser adotado foi de 0,3 e o módulo de elasticidade de 190 GPa. O tipo de reforço utilizado foi o SikaWrap300 C, ou seja, uma manta de PRFC (Polímero Reforçado com Fibra de Carbono). Tal produto possui espessura de 0,167 mm e largura de 50 mm, com módulo de elasticidade de 230 GPa. O material utilizado para a colagem do tecido no substrato de concreto foi o Sikadur330.

3.2 Modelagem numérica.

O *software* usado nas simulações foi o ABAQUS 6.12. Pela falta das curvas experimentais de tensão x deformação na compressão e tração, essas foram obtidas numericamente conforme Guo (2014). O dano x deformação foi estimado com o auxílio das Equações (1) e (2).

Para a modelagem da viga em concreto, decidiu-se pela utilização de um modelo geométrico tridimensional formado por elementos sólidos (*Solid*). O tipo de elemento usado para o concreto é o C3D8R (elemento sólido quadrangular com 8 nós de integração reduzida) com uma malha de 35 mm (1036 elementos). O modelo numérico usado foi o CDP. O elemento tridimensional de barra disponível no software é definido como *Wire* e foi utilizado para representar a armadura em aço. Esses serão do tipo *Truss*, denominados por T3D2 (2 nós). O tamanho da malha para a armadura longitudinal foi de 20 mm (260 elementos) e 5 mm para os estribos (930 elementos). A função *embedded region* foi adotada como metodologia da interação entre o aço e o concreto. O reforço externo foi modelado como elemento de casca fina (*Shell*). O tipo adotado foi o S4R (quadrangular com 4 nós de integração reduzida) e uma malha de 20 mm (156 elementos). A interface em adesivo químico foi simulada como superfície coesiva. A carga aplicada foi em forma de deslocamento. Por apresentar simetria em um plano, a modelagem procedeu com a aplicação dessa característica na viga. A estratégia de simulação adotada foi a de Newton - Raphson. Essas características são representadas pela Figura 6.

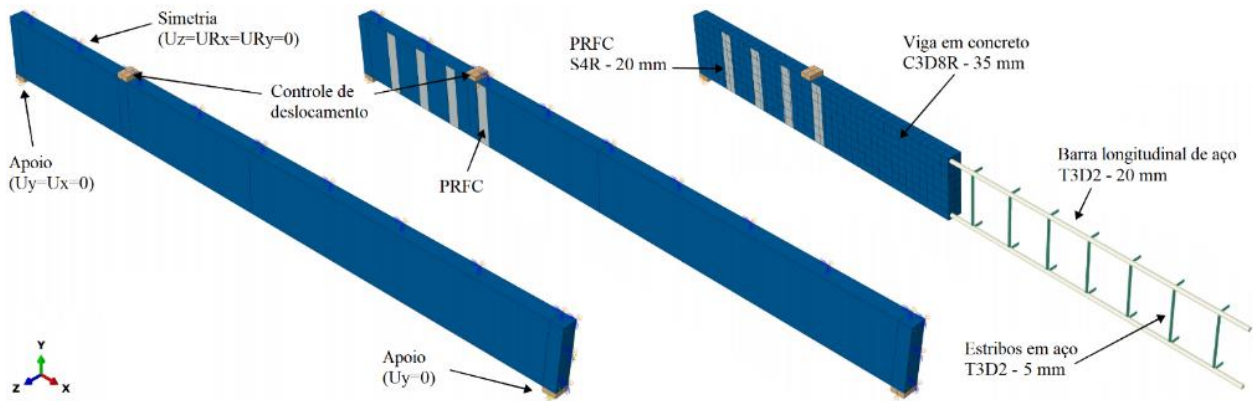


Figura 6. Condições de contorno e tipos dos elementos usados para as simulações.

Para o material de reforço, as características a serem inseridas no *software* foram calculadas conforme Piggott (2002) (Tabela 1). A concentração dos compósitos foi adotada como 70% de fibras e 30% de matriz polimérica devido à falta de informações do fabricante. O critério adotado para o início do descolamento da interface adesiva é o *Quadratic traction* e, para falha no modo misto, o de Benzeggagh e Kenane (BK). O valor da tensão de cisalhamento de pico ($\tau_{s,t}^{pico}$) calculado foi de 5,32 MPa, no entanto, segundo Obaidat, Dahlblom e Heiden (2010) esse valor é muito alto para prever a descolagem do material e, portanto, recomendam que seja reduzido para 1,50 MPa. Ainda segundo Obaidat, Dahlblom e Heiden (2010), por meio de simulações numéricas, os melhores valores que representam a energia de fratura é $G_{IIC} = G_{IIIC} = 0,9 \text{ mJ/mm}^2$. O valor da energia no modo I é a área sob a curva de amolecimento (Figura 3) e resultou em aproximadamente $G_{IC} = 0,09 \text{ mJ/mm}^2$.

Tabela 1. Dados para simulação do PRFC e da superfície coesiva (adesivo).

Manta de PRFC (<i>SikaWrap® 300 C</i>)					
Módulo de elasticidade (GPa)		Módulo de elasticidade transversal (GPa)		Coeficiente de Poisson	
E_{11}	$E_{22} = E_{33}$	$G_{12} = G_{13}$	G_{23}	$\nu_{12} = \nu_{13}$	ν_{23}
230,00	16,56	6,16	5,85	0,24	0,42
Adesivo (<i>Sikadur®330</i>)					
Rigidez (MPa)		Tensões (MPa)		Energia de Fratura (mJ/mm^2)	
K_{nn}	$K_{ss} = K_{tt}$	σ_n^{pico}	$\tau_{s,t}^{pico}$	G_{IC}	$G_{IIC} = G_{IIIC}$
4500 ^{1*}	1730,8 ^{2*}	3,15	1,50	0,09	0,9

^{1*}Fornecido pelo fabricante *Sika®*

^{2*}Calculado pela equação $K_{nn}/2(1 + \nu)$

4. RESULTADOS E DISCUSSÕES

O computador usado para as análises possui 8GB de memória (RAM), um processador Core (TM) i5-7300HQ CPU de 2,50 GHz com 4 núcleos e placa de vídeo GeForce GTX 1050.

4.1 Viga referência sem reforço (VCR).

Os parâmetros do CDP tomados como base e os utilizados neste estudo para calibração da viga VCR são apresentados na Tabela 2, onde φ é o ângulo de dilatação, m é excentricidade, f_{b0}/f_{c0} é a razão entre as tensões de escoamento no ensaio equibiaxial e no ensaio uniaxial, K_c é a razão

entre a distância do eixo hidrostático ao meridiano de tração e de compressão no plano desviador e μ a viscosidade. A curva carga x deslocamento no meio do vão experimental e numérica podem ser observadas na Figura 7. Com a finalidade de comprovar a eficiência do modelo, um estudo experimental realizado por Menon (2008) foi adicionado. Embora a pesquisa de Menon (2008) não seja idêntica, a mesma apresenta propriedades semelhantes a viga de Risson (2016), o que justifica sua análise.

Tabela 2. Parâmetros do CDP de acordo com a literatura atual e usados neste trabalho

Referência	f'_c (MPa)	Elemento estrutural	φ	m	$\frac{f_{b0}}{f_{c0}}$	K_c	μ
Al-Osta <i>et al.</i> (2017)	54	Viga	36°	0,1	1,16	0,667	0
Arcine (2020)	31,2	Viga	38°	0,1	1,16	0,667	10^{-4}
Demin and Fukang (2017)	26,8*	Viga	30°	0,1	1,16	0,667	10^{-4}
Genikomsou and Polak (2015)	33 – 46	Laje/Pilar	40°	0,1	1,16	0,667	10^{-5}
Jumaa and Yousif (2019)	43,2 – 73,4	Viga	30°	0,1	1,16	0,667	0
Este trabalho	37,6	Viga	38°	0,1	1,16	0,667	5.10^{-4}

*Resistência característica à compressão do concreto

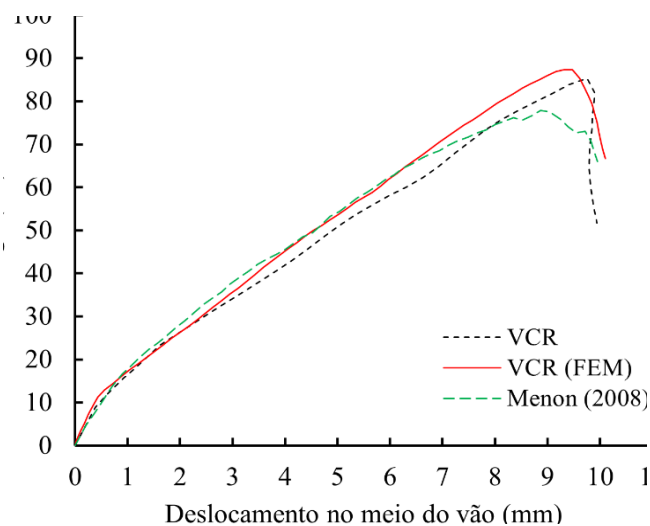


Figura 7. Curvas carga x deslocamento no meio do vão da viga VCR.

Com uma carga última obtida experimentalmente por Risson (2016) de 85,31 kN e 87,25 kN numericamente, o erro relativo foi de 2,27%, considerado satisfatório. A curva carga x deslocamento da viga VCR (FEM) apresentou rigidez análoga a viga experimental de Menon (2008). A divergência no pico de carregamento está na diferença entre a resistência à compressão do concreto, pois no trabalho de Risson (2016), essa resistência é de 37,6 MPa, enquanto no de Menon (2008) é de 31,2 MPa. Pelos resultados gráficos, as três curvas apresentaram uma rigidez inicial semelhante, mas com rigidez final pouco diferente. Segundo Obaidat, Heyden e Dahlblom (2010), uma explicação para tal situação seria a perfeita ligação entre o concreto e o aço com a função *embedded region*. De acordo com Dehestani e Mousavi (2015), o deslocamento relativo entre uma barra de aço e a o concreto é controlado pelo comportamento da ligação entre esses materiais. Este relacionamento pode resultar em vigas de concreto armado mais ou menos dúcteis. Geralmente, em simulações numéricas, a ligação perfeita entre o aço e o concreto é adotada (*embedded region*), o que deixa uma viga de concreto armado mais rígida. Logo, considerar fatores que simulam o deslizamento da armadura em modelos de simulação numérica pode auxiliar em uma maior precisão dos resultados (Arcine, 2020; Arcine, Menon, Krahl, 2023). Jumaa e Yousif

(2019) afirmam que as microfissuras produzidas por retração do concreto também diminuem a rigidez das vigas experimentais, e em modelagens numéricas, os materiais são considerados homogêneos, não sendo considerado esse fator. Portanto, é aceitável afirmar que a modelagem representa de forma coerente os resultados experimentais.

A viga referência foi a ruptura após o desenvolvimento da fissura diagonal, compreendida entre o ponto de aplicação de carga e o apoio. Pela Figura 8b, pode ser observada a formação da diagonal de compressão no vão de cisalhamento. A fissura crítica experimental também foi vista nos resultados numéricos, como na Figura 8c, acompanhada de algumas fissuras de flexão. Resultados semelhantes foram observados em outros estudos (Al-Osta et al., 2017; Demin e Fukang, 2017; Jumaa e Yousif, 2019; Arcine, Menon e Krahl, 2023).

Experimentalmente, a ruptura da viga se deu com o esgotamento da capacidade resistente da armadura transversal. Tal fenômeno também foi observado na simulação numérica de Arcine (2020), ao qual, os 618 MPa fornecidos ao *software* como tensão de escoamento foram notados nos estribos (Figura 8d).

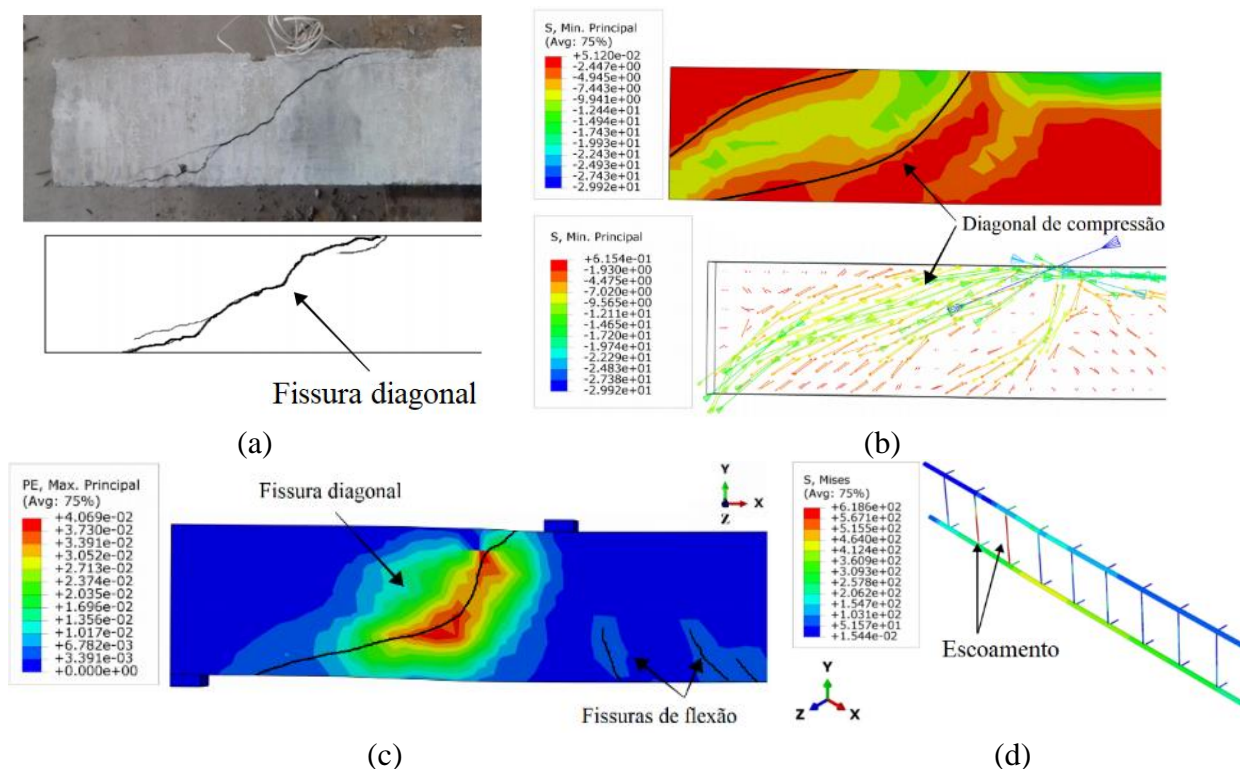


Figura 8. Panorama de fissuração experimental (a), concentração de tensões (b), panorama de fissuração numérico (c) e tensões de *Von Mises* da armação (d) da viga VCR (unidades em MPa).

4.1 Viga reforçada (VC0-90).

A Figura 9 apresenta resultados numéricos e experimentais da viga reforçada ao cisalhamento com PRFC (VC0-90), assim como resultados experimentais de Menon (2008). Nota-se uma boa concordância entre os resultados. O teste numérico VC0-90 (MEF) e o experimental VC0-90 apresentaram um descarregamento na região pós-pico, o que caracteriza a falha da superfície coesiva, ou no caso experimental, o descolamento do reforço e o colapso subsequente ao cisalhamento. Foi possível afirmar que o reforço ao cisalhamento dessas vigas aumentou significativamente a sua ductilidade, com um aumento de resistência de aproximadamente 18%. Em relação a carga de pico, a viga experimental VC0-90 alcançou uma carga de 102,5 kN, enquanto a simulada VC0-90 (FEM) atingiu 94,9 kN, um erro relativo de 7,41%. Esse comportamento mostra

que a viga simulada apresentou um descolamento prematuro antes da viga experimental. Isso pode ser atribuído aos dados adotados segundo Obaidat, Dahlblom e Heiden (2010), pois para obter resultados mais precisos, há a necessidade de testes experimentais que melhor descrevem o material usado experimentalmente. Apesar disso, os houve pouca discrepância de comportamento e o resultado foi considerado satisfatório.

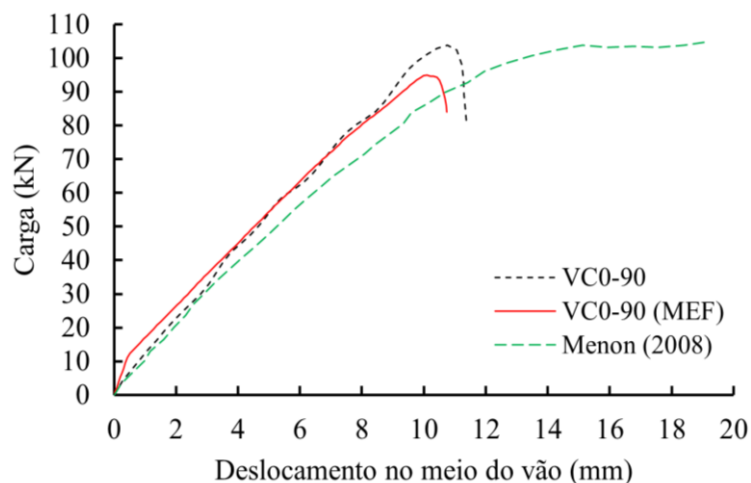


Figura 9. Curvas carga x deslocamento no meio do vão para a viga reforçada (VC0-90).

Ainda na Figura 9, é possível notar uma boa concordância do comportamento numérico da viga de Risson (2016) com a experimental testada por Menon (2008). Entretanto, tal comportamento experimental apresentou uma grande ductilidade pós pico, sem trecho de amolecimento. Nesse caso, além da resistência à compressão do concreto, outra diferença é a posição dos tecidos de carbono, pois em testes experimentais realizados por Menon (2008), o PRFC foi posicionado entre estribos e não apresentou descolamento da interface, assim como na literatura (Arcine, Menon e Krahl, 2023; Pellegrino e Modena, 2008). A falta de amolecimento pós-pico poderia ser obtida numericamente caso a interface fosse considerada perfeita, ou seja, não seria possível observar o descolamento, assim como os resultados obtidos por Obaidat, Dahlblom e Heiden (2010).

Na Figura 10 são apresentados os modos de ruptura das vigas reforçadas ao cisalhamento, assim como as regiões críticas de fissuração e tensões no aço. Foi observada a formação de duas diagonais de compressão na viga VC0-90, fato diferente na viga VCR, onde houve a formação de apenas uma diagonal de compressão (Figura 8b). Com a Figura 10d, nota-se regiões de descolamento, muito semelhante aos resultados experimentais, assim como as regiões de fissuração, onde o descolamento é representado pela cor vermelha (dano igual a 1,0) (Obaidat, Heyden e Dahlblom, 2010). Segundo Arcine, Menon e Krahl (2023) e Pellegrino e Modena (2008), a posição do reforço frente aos estribos pode afetar a capacidade resistente da viga reforçada. Isso ocorre pois quando posicionado entre estribos internos, o PRFC irá proporcionar confinamento e aumentar assim a capacidade resistente da viga, o que não ocorre quando posicionado sobre estribos.

A Figura 10e mostra as tensões na armadura após o final da simulação. Assim como anteriormente, houve escoamento na armadura transversal, no entanto, desta vez foi observada tal ocorrência apenas em um dos quatro estribos no vão de cisalhamento. Esse fato mostra que mesmo com o reforço em PRFC, o concreto e tais armaduras ainda sofrem com esforços de cisalhamento, devido ao descolamento prematuro dos compósitos (Arcine, Menon e Krahl, 2023; Pellegrino e Modena, 2008). Além disso, a barra longitudinal inferior (próxima ao estribo com escoamento) atingiu uma tensão aproximada de 464,1 MPa, o que indica uma necessidade de um sistema mais eficiente de ancoragem para garantir melhor aproveitamento dos materiais. Pellegrino e Modena (2008) destacaram que um dos fatores que afetam a eficiência do reforço é a presença dos estribos em aço.

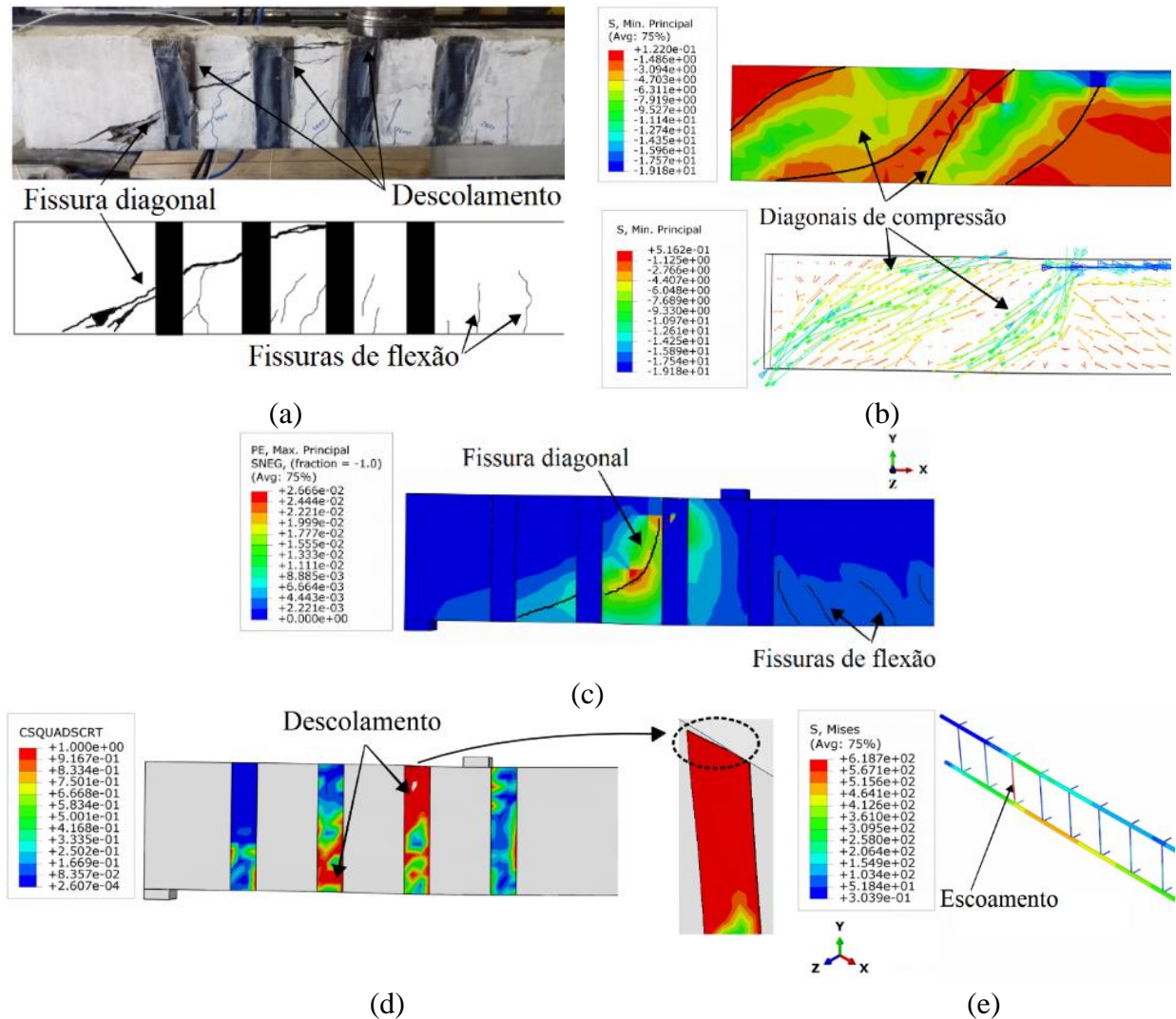


Figura 10. Panorama de fissuração experimental (a), concentração de tensões (b), panorama de fissuração numérico (c), regiões de descolamento (d) e tensões de *Von Mises* da armação (e) da viga VC0-90 (unidades em MPa).

5. CONCLUSÕES

Este trabalho, teve como proposta identificar os principais parâmetros que controlam o comportamento estrutural de vigas retangulares em concreto armado reforçadas externamente ao cisalhamento com PRFC. Para isso, modelagens numéricas por meio do *software* ABAQUS 6.12 foram necessárias. Os resultados da modelagem foram comparados com ensaios experimentais de Risson (2016). O problema apresenta ser bem abrangente, pois aborda diversos assuntos como Mecânica do Dano, Modelos constitutivos, Teoria da plasticidade, Reforço ao cisalhamento e diversas modelagens. As principais conclusões são sintetizadas a seguir:

- O estudo se mostrou adequado para prever o comportamento de vigas armadas e reforçadas ao cisalhamento. A modelagem da superfície coesiva previu com precisão o processo de dano no adesivo, diferente de situações em que são adotadas perfeita ligação;
- A leitura das tensões no aço mostrou que o reforço nas vigas acaba retardando o início do escoamento do aço o que também pode diminuir a deformação no concreto;
- O uso do material PRFC colado externamente como elemento de reforço a cortante pode

permitir grandes aumentos na capacidade de carga de vigas armadas. No entanto, colapsos frágeis e sem muito conhecimento pelos profissionais, ainda podem ser observadas;

- O uso de sistemas de reforço ao cisalhamento mais eficientes, como a aplicação de ancoragens mecânicas, pode possibilitar um aumento da resistência ao cisalhamento e causar falha por flexão;
- Para melhorar a eficácia do reforço, deverá ser investigado em profundidade as possibilidades de descolamento do PRFC e suas medidas de mitigação.

6. AGRADECIMENTOS

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

7. REFERÊNCIAS

“ABAQUS 6.12: Analysis User’s Guide” (2012). Vol. 1, 2, 3, 4 e 5. Dassault Systèmes Simulia Corp, Providence, RI, USA.

Al-Osta, M. A. et al (2017), *Flexural behavior of reinforced concrete beams strengthened with ultra-high performance fiber reinforced concrete*. Construction and Building Materials, v. 134, p. 279–296. <http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.12.094>

Arcine, M. F. (2020), *“Simulação numérica para vigas retangulares em concreto armado reforçadas ao cisalhamento com composto de Fibra de Carbono”*, Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas, Universidade Estadual de Maringá, Maringá.

Arcine, M. F., Menon, N. V. Krahl, P. A. (2023), *Numerical and experimental study of the interaction between stirrups and shear strengthening with CFRP in RC beams*. Engineering Structures, v. 278. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2022.115514>

Baggio, D., Soudki, K., Noël, M. (2014), *Strengthening of shear critical RC beams with various FRP systems*. Construction and Building Materials, v. 66, p. 634–644. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.05.097>

Benzeggagh, M. L., Kenane, M. (1996), *Measurement of mixed-mode delamination fracture toughness of unidirectional glass/epoxy composites with mixed-mode bending apparatus*. Composites Science and Technology, v. 56, p. 439–449. [https://doi.org/10.1016/0266-3538\(96\)00005-X](https://doi.org/10.1016/0266-3538(96)00005-X)

Camanho, P. P., Dávila, C. G. (2002), *Mixed-Mode decohesion finite elements for the simulation of delamination in composite materials*. Nasa/Tm-2002-211737, p. 42.

Chen, G. M. et al. (2010), *Interaction between Steel Stirrups and Shear-Strengthening FRP Strips in RC Beams*. Journal of Composites for Construction, v. 14, n. 5, p. 498–509, 2010.

Chi, Y. et al. (2017), *Finite element modeling of steel-polypropylene hybrid fiber reinforced concrete using modified concrete damaged plasticity*. Engineering Structures, v. 148, p. 23–35. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000120](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000120)

Colalillo, M. A., Sheikh, S. A. (2014), *Behavior of shear-critical reinforced concrete beams strengthened with fiber-reinforced polymer-Experimentation*. ACI Structural Journal, v. 111, n. 6, p. 1373–1384. [10.14359/51687035](https://doi.org/10.14359/51687035)

Demin, W., Fukang, H. (2017), *Investigation for plastic damage constitutive models of the concrete material*. Procedia Engineering, v. 210, p. 71–78, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2017.11.050>

Genikomsou, A. S., Polak, M. A. (2015), *Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS*. Engineering Structures, v. 98, p. 38–48. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.04.016>

- Godat, A. et al. (2007), *Numerical Modeling of FRP Shear-Strengthened Reinforced Concrete Beams*. Journal of Composites for Construction, v. 11, p. 640–649. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)1090-0268\(2007\)11:6\(640\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)1090-0268(2007)11:6(640))
- Godat, A., Labossière, P., Neale, K. W. (2012), *Numerical investigation of the parameters influencing the behaviour of FRP shear-strengthened beams*. Construction and Building Materials, v. 32, p. 90–98. [10.1016/j.conbuildmat.2010.11.110](https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.11.110)
- Guo, Z. (2014), *"Principles of reinforced concrete design"*. Butterworth-Heinemann, Pequim, China, p. 587.
- Jumaa, G. B., Yousif, A. R. (2019), *Numerical modeling of size effect in shear strength of FRP-reinforced concrete beams*. Structures, v. 20, p. 237–254. <https://doi.org/10.1016/j.istruc.2019.04.008>
- Kezmane, A., Boukais, S., Hamizi, M. (2016), *Numerical simulation of squat reinforced concrete wall strengthened by FRP composite material*. Frontiers of Structural and Civil Engineering, v. 10, n. 4, p. 445–455. <https://doi.org/10.1007/s11709-016-0339-9>
- Lee, J., Fenves, G. L. (1998), *Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures*. Journal of Engineering Mechanics, v. 124, n. 8, p. 892–900. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(1998\)124:8\(892\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(1998)124:8(892))
- Lu, X. Z. et al. (2005), *Bond-slip models for FRP sheets/plates bonded to concrete*. Engineering Structures, v. 27, n. 6, p. 920–937, 2005. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.01.014>
- Lubliner, J. et al. (1989), *A plastic-damage model for concrete*. International Journal of Solids and Structures, v. 25, n. 3, p. 299–326. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2005.01.014>
- Manos, G. C., Theofanous, M., Katakalos, K. (2014), *Numerical simulation of the shear behaviour of reinforced concrete rectangular beam specimens with or without FRP-strip shear reinforcement*. Advances in Engineering Software, v. 67, p. 47–56. <http://dx.doi.org/10.1016/j.advengsoft.2013.08.001>
- Mansour, W. (2021), *Numerical analysis of the shear behavior of FRP-strengthened continuous RC beams having web openings*. Engineering Structures, v. 227, p. 111451. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020>
- Obaidat, Y. T., Heyden, S., Dahlblom, O. (2010), *The effect of CFRP and CFRP/concrete interface models when modelling retrofitted RC beams with FEM*. Composite Structures, v. 92, n. 6, p. 1391–1398. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2009.11.008>
- Pellegrino, C., Modena, C. (2008), *An experimentally based analytical model for the shear capacity of FRP-strengthened reinforced concrete beams*. Mechanics of Composite Materials, v. 44, n. 3, p. 231–245. <https://doi.org/10.1007/s11029-008-9016-y>
- Piggott, M. (2002), *"Load bearing fibre composites"*. 2 ed. Kluwer Academic Publishers, Ontario, Canadá, p. 490.
- Risson, A. V. (2016), *"Estudo experimental de sistema de ancoragem por cordão de fibra de carbono para vigas reforçadas com PRFC"*, Master Thesis, Universidade Estadual de Maringá, p. 160.
- Shomali, A., Mostofinejad, D., Esfahani, M. R. (2020), *Experimental and numerical investigation of shear performance of RC beams strengthened with FRP using grooving method*. Journal of Building Engineering, v. 31, p. 101409. <https://doi.org/10.1016/j.jobbe.2020.101409>
- Teng, J. et al. (2002), *"FRP-strengthened RC Structures"*. 1st ed. Wiley, Chichester, U.K, p. 272.
- Yuan, H. et al. (2004), *Full-range behavior of FRP-to-concrete bonded joints*. Engineering Structures, v. 26, n. 5, p. 553–565, 2004. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2003.11.006>
- Zheng, Y. Z. et al. (2020), *Experimental investigation and numerical analysis of RC beams shear strengthened with FRP/ECC composite layer*. Composite Structures, v. 246, p. 112436. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2020.112436>