

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

M. F. Arcine ^{1*}, N. V. Menon ²

*Autor de Contacto: maiconarcine2321@gmail.com

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

Recibido: 15/04/2023 | Correcciones recibidas: 07/09/2023 | Aceptado: 13/11/2023 | Publicado: 01/01/2024

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.

Citar como: Arcine, M. F., Menon, N. V. (2024), “*Estudio numérico de vigas de hormigón armado reforzadas a cortante con 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.

Contribución de cada autor

En este trabajo, el autor Arcine contribuyó con un porcentaje del 80% a las actividades: redacción del manuscrito, desarrollo del modelo, recolección de datos, redacción del trabajo y discusión de los resultados, y con un 30% a la actividad de: idea original. El autor Menon contribuyó con un porcentaje del 20% a las actividades: redacción del manuscrito, desarrollo del modelo, recolección de datos, redacción del trabajo y discusión de los resultados, y con un porcentaje del 100% a las actividades de: supervisión y un 70% a la actividad de: idea original.

Licencia Creative Commons

Los derechos de autor (2024) son propiedad de los autores. Este trabajo es un artículo de acceso abierto publicado bajo los términos y condiciones de una licencia internacional Creative Commons Attribution 4.0 International License ([CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)).

Discusiones y correcciones posteriores a la publicación

Cualquier discusión, incluyendo la réplica de los autores, se publicará en el tercer número del año 2024 siempre y cuando la información se reciba antes del cierre del segundo número del año 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.

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

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.

Información Legal

Revista ALCONPAT es una publicación cuatrimestral de la Asociación Latinoamericana de Control de Calidad, Patología y Recuperación de la Construcción, Internacional, A. C., Km. 6, antigua carretera a Progreso, Mérida, Yucatán, C.P. 97310, Tel.5219997385893, alconpat.int@gmail.com, Página Web: www.alconpat.org

Reserva de derechos al uso exclusivo No.04-2013-011717330300-203, eISSN 2007-6835, ambos otorgados por el Instituto Nacional de Derecho de Autor. Editor responsable: Dr. Pedro Castro Borges. Responsable de la última actualización de este número, Unidad de Informática ALCONPAT, Ing. Elizabeth Sabido Maldonado.

Las opiniones expresadas por los autores no necesariamente reflejan la postura del editor.

La reproducción total o parcial de los contenidos e imágenes de la publicación se realiza en apego al código COPE y a la licencia CC BY 4.0 de la Revista ALCONPAT.

1. INTRODUCCIÓN

Los materiales compuestos han surgido como una alternativa de refuerzo en casos en los que el uso de materiales tradicionales, como láminas de acero y hormigón, no es adecuado. Los FRP (*Fiber Reinforced Polymer*) o PRF (Polímeros Reforzados con Fibras) son materiales compuestos (matriz y refuerzo) constituidos por fibras embebidas en una matriz polimérica. Dentro de la categoría de PRF, destacan las fibras de vidrio (PRFV), fibras de aramida (PRFA) y fibras de carbono (PRFC). Según Teng et al. (2002), la ventaja de estos materiales sobre otros radica en su no corrosividad, alta relación resistencia/peso, neutralidad electromagnética y versatilidad en el refuerzo y la rehabilitación de estructuras de hormigón armado, albañilería, acero y madera.

Sin embargo, la separación del compuesto de fibras de carbono del sustrato de las estructuras de hormigón armado puede causar pérdida completa, parcial o prematura de la acción del refuerzo con polímeros. Esta falla se caracteriza por ocurrir en los extremos del refuerzo, donde se producen tensiones elevadas normales y tangenciales, provocando el desprendimiento del compuesto del hormigón, lo que resulta en una ruptura frágil (Baggio, Soudki y Noël, 2014; Colalillo y Sheikh, 2014; Pellegrino y Modena, 2008). El desprendimiento del PRF puede comenzar a partir de grietas de flexión, grietas de flexión/cizallamiento o ambas, generalmente cerca de la región de momento flector máximo.

Para resolver problemas como la separación del refuerzo, las simulaciones numéricas pueden funcionar como herramientas flexibles, lo que permite la libertad al evaluar y modificar las condiciones de contorno del problema. A partir de resultados experimentales, es posible observar el comportamiento estructural de vigas de hormigón armado sujetas a esfuerzos de cizallamiento (Godat et al., 2007; Manos, Theofanous y Katakalos, 2014; Shomali, Mostofinejad y Esfahani, 2020; Zheng et al., 2020). También es capaz de evaluar el refuerzo en estas estructuras y su funcionalidad cuando están sujetas a fallos por desprendimiento (Mansour, 2021; Obaidat, Heyden y Dahlblom, 2010; Shomali, Mostofinejad y Esfahani, 2020). Finalmente, simular nuevos medios de anclaje con el objetivo de evitar fallos por desprendimiento también puede investigarse numéricamente (Godat et al., 2007). De esta manera, este estudio tuvo como objetivo evaluar numéricamente el refuerzo y su interfaz adhesiva en una viga de hormigón armado sometida a esfuerzos cortantes. El sistema consistió en el uso de láminas de PRFC pegadas en forma de "U" en regiones críticas de cizallamiento. Los análisis se realizaron mediante el *software* ABAQUS 6.12, basándose en experimentos realizados por Risson (2016).

2. MODELOS NUMÉRICOS

2.1 Modelo de plasticidad con daño acoplado.

Al ser un material cerámico, el comportamiento del hormigón es casi frágil, por lo tanto, se considera aceptable utilizar modelos que representen mejor el daño en simulaciones de este material (Demin y Fukang, 2017). Se describe, entonces, un modelo multiaxial denominado *Concrete Damaged Plasticity* (CDP) o Modelo de plasticidad con daño acoplado, propuesto por Lubliner et al. (1989) y desarrollado por Lee y Fenves (1998). También conocido como el modelo de Barcelona, en este modelo se asume que el daño en el hormigón es causado principalmente por fisuras de tracción (*cracking*) y aplastamiento a compresión (*crushing*).

El CDP ofrece una capacidad de modelado progresivo del daño en el material, donde la variable escalar de daño d varía de $0 \leq d \leq 1$. En este caso, $d = 0$ corresponde a un material totalmente íntegro y $d = 1$ se relaciona con el daño completo o el inicio de la fracturación. Los factores de daño d_c y d_t , representan la tasa de degradación de la rigidez del hormigón causada por el daño en el material durante la compresión y tracción, respectivamente, bajo tensión uniaxial. Las Figura 1a y 1b presentan este comportamiento.

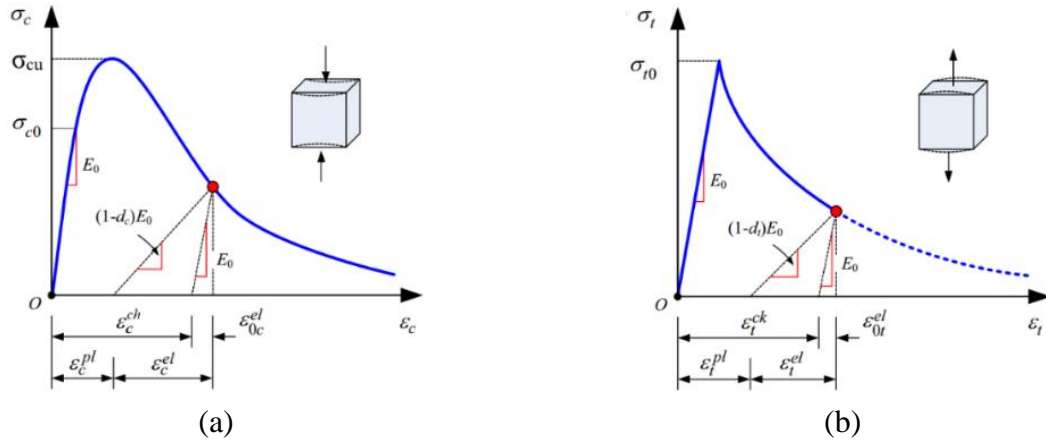


Figura 1. Curvas de tensión-deformación del hormigón utilizadas en el CDP para tensiones uniaxiales de compresión (a) y tracción (b). Adaptado de (Chi et al., 2017).

Em la Figura 1a se observa que la respuesta del hormigón en el diagrama tensión-deformación de compresión uniaxial es lineal hasta el valor de la tensión de fluencia plástica (σ_{c0}). A partir de esta tensión, comienza el régimen plástico, lo que resulta en un aumento de la tensión hasta alcanzar la tensión última (σ_{cu}). Como consecuencia, hay una disminución en el módulo de elasticidad, lo que conduce a una disminución de la tensión y un aumento de la deformación. Con respecto a la respuesta del hormigón a la tracción (Figura 1b), sigue una relación elástica lineal hasta que se alcanza el valor de la tensión de falla σ_{t0} , a partir de este punto, comienza la aparición de microfisuras en el hormigón. Para valores superiores a esta tensión, el gráfico también muestra una disminución del módulo de elasticidad en la curva, lo que induce a una deformación localizada en la estructura de hormigón, y como resultado, disminuye la tensión y aumenta la deformación.

En general, la deformación ε puede descomponerse de acuerdo con la teoría elastoplástica en deformación elástica ε^{el} y deformación plástica ε^{pl} . Las otras componentes de la Figura 1 son: deformación de aplastamiento ε_c^{ch} y deformación de fisuración ε_t^{ck} . Las deformaciones ε_{c0}^{el} y ε_{t0}^{el} , se pueden definir como la división de la tensión de compresión y tracción por el módulo de elasticidad inicial, respectivamente. En los diagramas, se observa un cambio de valor en el módulo de elasticidad en el régimen plástico, y este valor se denomina módulo de elasticidad dañado (o efectivo) (\bar{E}), como se muestra en la Ecuación (1).

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

La Ecuación (2) presenta la función del estado de tensión en función de la elasticidad inicial de los tensores de deformación y los daños en compresión (d_c) y tracción (d_t), donde el superíndice "i" se convierte en "c" para compresión y "t" para tracción:

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

El modelo CDP utiliza la función de fluencia. El uso de esta función define el estado crítico de tensión, más allá del cual comienza la deformación plástica. Los criterios de fluencia más utilizados para los materiales son los de Mohr-Coulomb y Drucker-Prager, y pueden expresarse en términos de tensiones efectivas (Chi et al., 2017), como se muestra en la Ecuación (3).

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

Esta función utiliza dos invariantes de tensión del tensor de tensión, que son la tensión hidrostática efectiva (\bar{p}) y la tensión desviatoria (\bar{q}). Las constantes α , β_1 e γ_a son adimensionales, $\bar{\sigma}_{m\acute{a}x}$ es el valor máximo algebraico de las tensiones principales efectivas, y $\langle \cdot \rangle$ es el operador de Macaulay definido como $\langle x \rangle = (|x| + x)/2$. Se observa que para $F(\bar{\sigma}) = 0$, hay un inicio de deformaci3n plástica en el material, mientras que, para deformaciones elásticas, se tiene $F(\bar{\sigma}) < 0$.

2.2 Modelo constitutivo para el acero.

En aplicaciones generales de Ingeniería, normalmente se adopta un diagrama elastoplástico perfecto, idéntico en tracci3n y compresi3n, según se muestra en la Figura 2. Este modelo, según Obaidat, Heyden y Dahlblom (2010), presenta resultados aceptables en la modelizaci3n de elementos en el hormig3n armado.

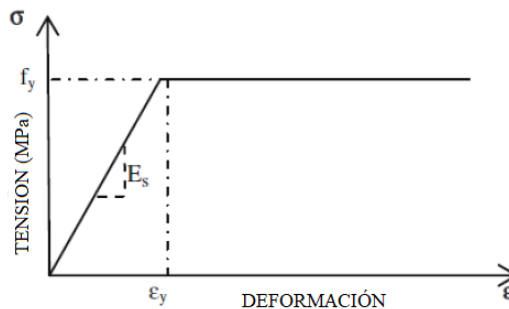


Figura 2. Comportamiento elastoplástico perfecto para el acero. Adaptado de (Obaidat, Heyden y Dahlblom, 2010).

2.3 Modelo constitutivo para el PRFC.

Según Kezmane, Boukais y Hamizi (2016), los compuestos de PRF son anisotr3picos, lo que significa que sus propiedades no son las mismas en todas las direcciones. Los ejes coordenados 1, 2 y 3 se refieren a las coordenadas principales del material, donde 1 representa la direcci3n de las fibras (eje x) y 2 y 3 (y y z respectivamente) son perpendiculares a 1. Se caracteriza entonces como un material ortotr3pico. En este caso, las propiedades del material en las direcciones 2 y 3 son iguales ($E_{22} = E_{33}$, $\nu_{23} = \nu_{32}$), lo que se caracteriza en ABAQUS como transversalmente isotr3pico. Según el *Abaqus User's Guide* (2014), bajo condiciones de tensiones aplicadas en el plano de un elemento *Shell*, solo son necesarios los valores de E_{11} , E_{22} , ν_{12} , G_{12} , G_{13} y G_{23} para definir dicho material. En el *software*, este comportamiento se define mediante la funci3n *Lamina*. Los m3dulos de cizallamiento G_{13} y G_{23} están incluidos porque pueden ser necesarios para modelar la deformaci3n de cizallamiento transversal en el elemento *Shell*. Estos datos se pueden encontrar utilizando la Ley de Mezcla definida por Piggott (2002). El autor informa que el volumen de fibras de un compuesto reforzado con fibras (PRF) puede variar entre el 60% y el 70%.

2.4 Modelo constitutivo del adhesivo (superficie cohesiva).

Según Camanho y Dávila (2002), la simulaci3n del desprendimiento generalmente se divide entre la deformaci3n inicial y la propagaci3n del desprendimiento. La tensi3n de cizallamiento de la uni3n aumenta linealmente con la deformaci3n de la interfaz hasta que alcanza el pico de tensi3n ($\tau_{m\acute{a}x}$) y, consecuentemente, el inicio del deslizamiento interfacial. A partir de ese punto, comienza el daño del material, caracterizado por una disminuci3n del m3dulo de elasticidad (Figura 3), también llamado ablandamiento interfacial (o aparici3n de microfisuras). Cuando la tensi3n alcanza cero, se obtiene el valor del máximo deslizamiento soportado por el sistema (δ_{ult}), y a partir de ese punto ya no es posible transferir tensiones entre los sustratos, lo que se caracteriza como desprendimiento. En la Figura 3, G_f es el área de la regi3n descendente del modelo y representa la energía de fractura de la interfaz.

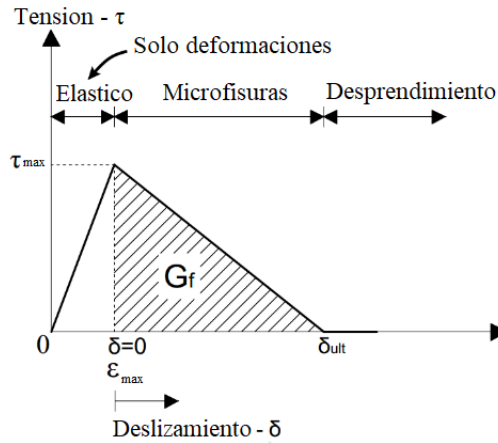


Figura 3. Modelo bilineal para la interfaz adhesiva. Adaptado de (Yuan et al., 2004).

Se presentó en la Figura 3 el modo de falla II, caracterizado por el deslizamiento del material en una superficie. En situaciones de vigas reforzadas al cizallamiento, pueden ocurrir diferentes modos de falla además del descrito anteriormente, lo que caracteriza el surgimiento del modo de falla mixto. Este modo representa la ley constitutiva como una combinación de los modos individuales (Modos I, II y III). Los modos II y III representan el modelo visto anteriormente y se representan con los subíndices t y s , respectivamente, como se puede ver en la Figura 4. El modo I es la aplicación de carga normal a la superficie cohesiva representado por el subíndice n . El comportamiento elástico lineal para elementos 3D en modos puros I, II o III, excepto para $\varepsilon_n < 0$, se puede expresar mediante la Ecuación (4).

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

Donde $\varepsilon_n^{m\acute{a}x}$, $\varepsilon_s^{m\acute{a}x}$ y $\varepsilon_t^{m\acute{a}x}$ son deformaciones máximas. Hasta este punto, la separación normal (desplazamiento u_n) y el deslizamiento (δ_s y δ_t) son iguales a cero. K_{nn} es la rigidez del adhesivo en la dirección normal proporcionada por el fabricante. K_{ss} y K_{tt} se pueden estimar tomando como base la elasticidad normal y el coeficiente de Poisson del material como $K_{ss} = K_{tt} = K_{nn}/2(1 + \nu)$. Según Camanho y Dávila (2002), el inicio del ablandamiento (daño o deslizamiento interfacial) puede predecirse mediante un criterio de falla cuadrático, expresado por la Ecuación (5).

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

Con el fin de explicar con precisión la variación de la energía disipada debido a la falla o colapso en modo mixto, Benzeggagh y Kenane (1996) establecieron un criterio denominado criterio de fractura BK o BK *fracture criterion*. Este criterio se puede expresar mediante la Ecuación (6).

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

Donde η es el parámetro del material y se puede obtener en pruebas experimentales MMB (Camanho y Dávila, 2002). Los términos G_{IC} y G_{IIC} son las energías de fractura de la interfaz en los modos I y II, G_T es la suma de estas dos energías y G_{II} es la tasa de liberación de energía en el

modo II. La Figura 4 presenta de manera general el comportamiento en modo mixto de materiales cohesivos.

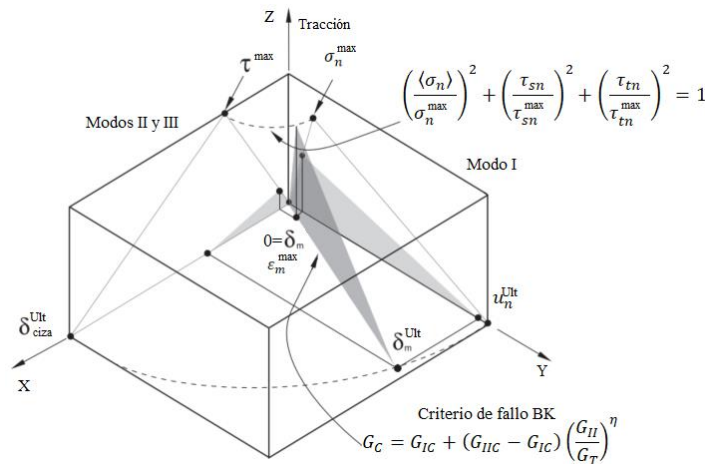


Figura 4. Respuesta de materiales cohesivos en modos I, II, III y mixto. Adaptado de *Abaqus User's Guide* (2014).

Una forma de obtener los valores de las tensiones es utilizar las ecuaciones (7)-(9) presentadas en los trabajos de Lu et al. (2005), Chen et al. (2010) y Colalillo y Sheikh (2014).

$$\sigma_n^{\max} = f_t; \tau_{s,t}^{\max} = 1,5\beta_w f_t \tag{7}$$

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

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

Donde β_w es el coeficiente de la relación espaciado-anchura, w_f es el ancho del compuesto (mm), S_f es el espaciado del refuerzo en PRF entre láminas (mm) (para *pull-out tests*, el espaciado es igual al ancho del compuesto) y f_t es la resistencia a tracción del hormigón (MPa).

3. MATERIALES Y MÉTODOS

3.1 Objeto de estudio.

El experimento utilizado en las simulaciones fue probado por Risson (2016), quien llevó a cabo una serie de ensayos experimentales en vigas de hormigón armado reforzadas al cizallamiento con láminas de fibras de carbono (PRFC). La resistencia a la compresión cilíndrica del hormigón a los 28 días (f'_c) es de 37,6 MPa. Para estimar el valor de la resistencia a la tracción del material, se utilizó la ecuación de Genikomsou y Polak (2015) ($f_t = 0,33\sqrt{f'_c}$) y se obtuvo 1,98 MPa. y se obtuvo 1,98 MPa. El módulo de elasticidad del hormigón se determinó según la norma estadounidense (ACI 318, 2014) y dio como resultado 28,8 GPa. El coeficiente de Poisson a utilizarse para el hormigón es de 0,2. La investigación consistió en probar una viga de referencia sin refuerzo (VCR) y luego reforzarla con PRFC orientado a 90° con respecto a su eje (VC0-90).

Es importante destacar que las armaduras se dimensionaron para que la falla ocurriera por fluencia de los estribos y no por flexión. Por lo tanto, la armadura transversal se subdimensionó, mientras que la longitudinal se sobredimensionó, no siguiendo las recomendaciones normativas. La Figura 5 detalla las situaciones descritas, junto con las condiciones de contorno.

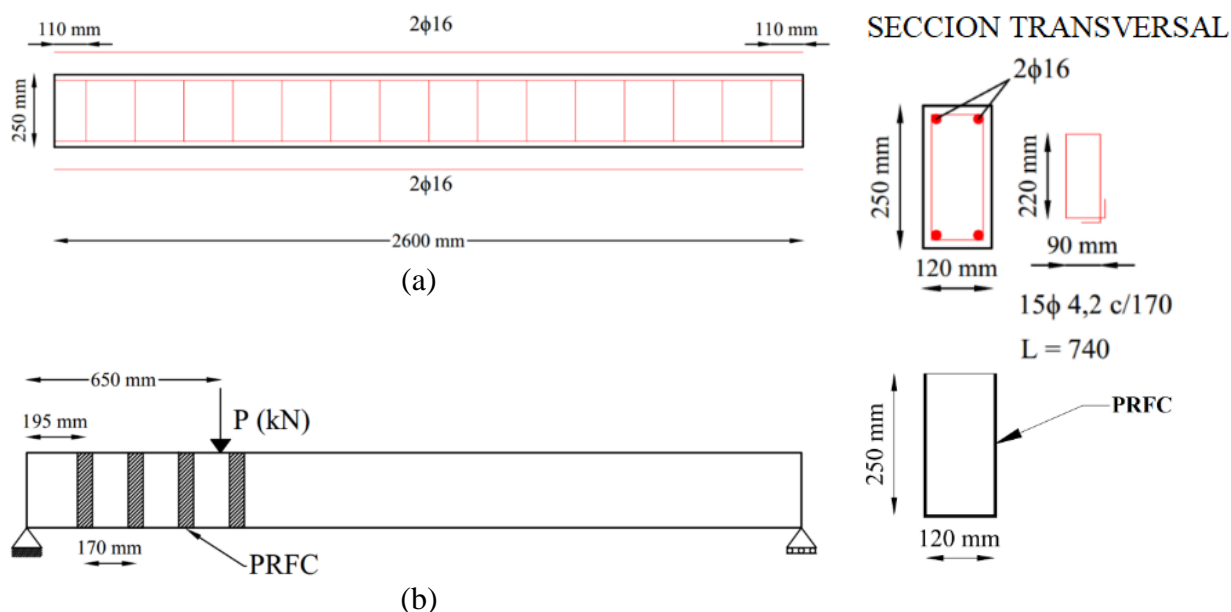


Figura 5. Viga VCR (a) y VC0-90 (b). Adaptado de Risson (2016).

El acero utilizado experimentalmente para los estribos fue CA-60, con una tensión de fluencia promedio de 618,63 MPa. Las barras longitudinales eran de la categoría CA-50 y una tensión de fluencia promedio de 581,37 MPa. El coeficiente de Poisson adoptado fue de 0,3 y el módulo de elasticidad de 190 GPa. El tipo de refuerzo utilizado fue el SikaWrap300 C, es decir, una manta de PRFC (Polímero Reforzado con Fibra de Carbono). Este producto tiene un grosor de 0,167 mm y un ancho de 50 mm, con un módulo de elasticidad de 230 GPa. El material utilizado para pegar el tejido al sustrato de hormigón fue Sikadur330.

3.2 Modelado numérico.

El *software* utilizado en las simulaciones fue ABAQUS 6.12. Dado que no se tenían curvas experimentales de tensión-deformación en compresión y tracción, estas se obtuvieron numéricamente según Guo (2014). El daño frente a la deformación se estimó con la ayuda de las Ecuaciones (1) y (2). Para el modelado de la viga de hormigón, se optó por utilizar un modelo geométrico tridimensional formado por elementos sólidos (*Solid*). El tipo de elemento utilizado para el hormigón es el C3D8R (elemento sólido cuadrangular con 8 nodos de integración reducida) con una malla de 35 mm (1036 elementos). El modelo numérico utilizado fue el CDP. El elemento tridimensional de barra disponible en el software se define como *Wire* y se utilizó para representar la armadura de acero. Estos serán del tipo *Truss*, denominados T3D2 (2 nodos). El tamaño de la malla para la armadura longitudinal fue de 20 mm (260 elementos) y 5 mm para los estribos (930 elementos). La función de región embebida (*embedded region*) se adoptó como la metodología de interacción entre el acero y el hormigón. El refuerzo externo se modeló como un elemento de cáscara delgada (*Shell*). El tipo adoptado fue el S4R (cuadrangular con 4 nodos de integración reducida) y una malla de 20 mm (156 elementos). La interfaz en adhesivo químico se simuló como una superficie cohesiva. La carga aplicada se realizó en forma de desplazamiento. Dado que presenta simetría en un plano, la modelación procedió con la aplicación de esta característica en la viga. La estrategia de simulación adoptada fue la de Newton-Raphson. Estas características se

representan en la Figura 6.

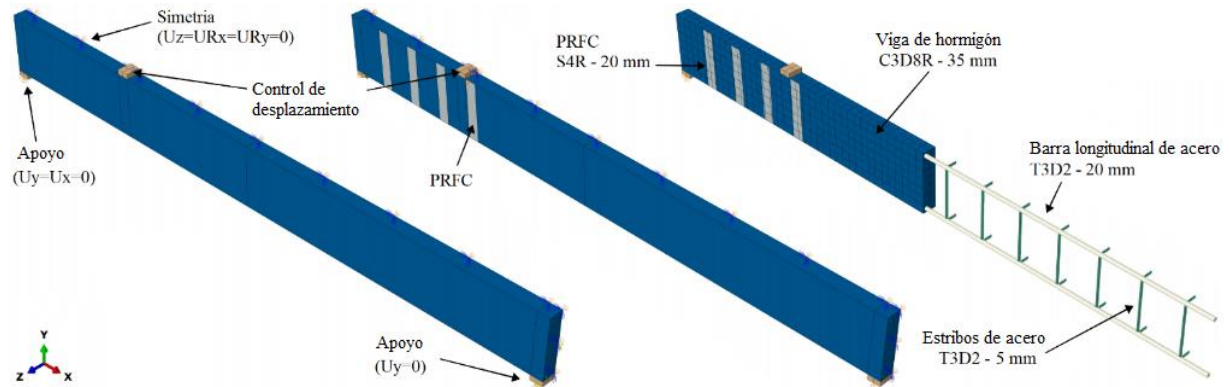


Figura 6. Condiciones de contorno y tipos de elementos utilizados para las simulaciones.

Para el material de refuerzo, las características a ingresar en el software fueron calculadas según Piggott (2002) (Tabla 1). La concentración de los compuestos se adoptó como 70% de fibras y 30% de matriz polimérica debido a la falta de información del fabricante. El criterio adoptado para el inicio del desprendimiento de la interfaz adhesiva es el *Quadratic traction* y, para la falla en modo mixto, el de Benzeggagh y Kenane (BK). El valor de la tensión de corte máxima ($\tau_{s,t}^{m\acute{a}x}$) calculado fue de 5,32 MPa, sin embargo, según Obaidat, Dahlblom y Heiden (2010) este valor es demasiado alto para prever el desprendimiento del material y, por lo tanto, recomiendan que se reduzca a 1,50 MPa. Aún según Obaidat, Dahlblom y Heiden (2010), a través de simulaciones numéricas, los mejores valores que representan la energía de fractura son $G_{IIC} = G_{IIIC} = 0,9 \text{ mJ/mm}^2$. El valor de la energía en el modo I es el área bajo la curva de ablandamiento (Figura 3) y resultó en aproximadamente $G_{IC} = 0,09 \text{ mJ/mm}^2$.

Tabla 1. Datos para la simulación del PRFC y de la superficie cohesiva (adhesivo).

PRFC (SikaWrap® 300 C)					
Módulo de elasticidad (GPa)		Módulo transversal de elasticidad (GPa)		El 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
Adhesivo (Sikadur®330)					
Rigidez (MPa)		Tensiones (MPa)		Energía de fractura (mJ/mm ²)	
K_{nn}	$K_{ss} = K_{tt}$	$\sigma_n^{m\acute{a}x}$	$\tau_{s,t}^{m\acute{a}x}$	G_{IC}	$G_{IIC} = G_{IIIC}$
4500 ^{1*}	1730,8 ^{2*}	3,15	1,50	0,09	0,9

^{1*} Suministrado por el fabricante Sika®

^{2*} Calculado por la ecuación $K_{nn}/2(1 + \nu)$

4. RESULTADOS Y DISCUSIONES

La computadora utilizada para los análisis cuenta con 8 GB de memoria (RAM), un procesador Core (TM) i5-7300HQ CPU de 2,50 GHz con 4 núcleos y una tarjeta de video GeForce GTX 1050.

4.1 Viga referencia sin refuerzo (VCR).

Los parámetros del CDP tomados como base y utilizados en este estudio para la calibración de la viga VCR se presentan en la Tabla 2, donde φ es el ángulo de dilatación, m es la excentricidad, f_{b0}/f_{c0} es la relación entre las tensiones de fluencia en la prueba equibiaxial y en la prueba uniaxial,

K_c es la relación entre la distancia del eje hidrostático al meridiano de tracción y de compresión en el plano desviador, y μ es la viscosidad. La curva carga-desplazamiento en el centro del vano experimental y la numérica se pueden observar en la Figura 7. Con el fin de verificar la eficiencia del modelo, se agregó un estudio experimental realizado por Menon (2008). Aunque la investigación de Menon (2008) no es idéntica, presenta propiedades similares a la viga de Risson (2016), lo que justifica su análisis.

Tabla 2. Parámetros del CDP según la literatura actual y utilizados en este trabajo.

Referencia	f'_c (MPa)	Elemento estructural	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 y Fukang (2017)	26,8*	Viga	30°	0,1	1,16	0,667	10^{-4}
Genikomsou y Polak (2015)	33 – 46	Losa/Pilar	40°	0,1	1,16	0,667	10^{-5}
Jumaa y Yousif (2019)	43,2 – 73,4	Viga	30°	0,1	1,16	0,667	0
Este trabajo	37,6	Viga	38°	0,1	1,16	0,667	5.10^{-4}

*Resistencia a la compresión característica del hormigón.

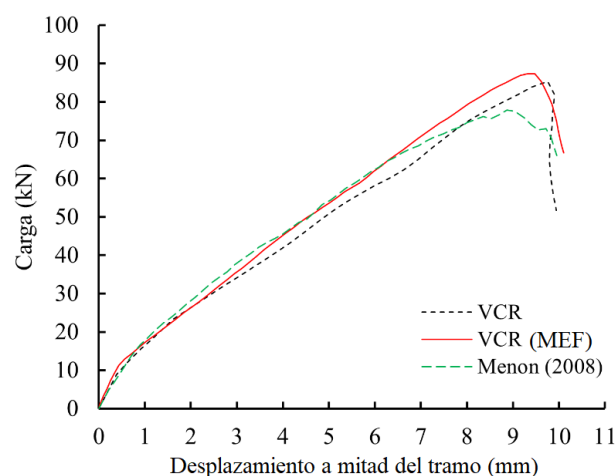


Figura 7. Curvas carga x desplazamiento en el medio del tramo de la viga VCR.

Con una carga última obtenida experimentalmente por Risson (2016) de 85,31 kN y numéricamente 87,25 kN, el error relativo fue de 2,27%, considerado satisfactorio. La curva carga x desplazamiento de la viga VCR (FEM) mostró una rigidez similar a la viga experimental de Menon (2008). La divergencia en la carga pico radica en la diferencia entre la resistencia a la compresión del hormigón, ya que en el trabajo de Risson (2016) esta resistencia es de 37.6 MPa, mientras que en el trabajo de Menon (2008) es de 31.2 MPa. De los resultados gráficos, las tres curvas presentaron una rigidez inicial similar, pero con una rigidez final ligeramente diferente. Según Obaidat, Heyden y Dahlblom (2010), una explicación para esta situación sería la perfecta conexión entre el hormigón y el acero con la función de *embedded region*. Según Dehestani y Mousavi (2015), el desplazamiento relativo entre una barra de acero y el hormigón está controlado por el comportamiento de la conexión entre estos materiales. Esta relación puede dar lugar a vigas de hormigón armado más o menos dúctiles. Generalmente, en simulaciones numéricas, se adopta la conexión perfecta entre el acero y el hormigón (*embedded region*), lo que hace que una viga de hormigón armado sea más rígida. Por lo tanto, considerar factores que simulen el deslizamiento de la armadura en modelos de simulación numérica puede ayudar a lograr una mayor precisión de los resultados (Arcine, 2020; Arcine, Menon y Krahl, 2023). Jumaa y Yousif (2019) afirman que las

microfisuras producidas por la contracción del hormigón también reducen la rigidez de las vigas experimentales, y en el modelado numérico los materiales se consideran homogéneos y no se considera este factor. Por lo tanto, es aceptable afirmar que el modelado representa coherentemente los resultados experimentales.

La viga de referencia fue la falla posterior al desarrollo de la fisura diagonal, entre el punto de aplicación de la carga y el apoyo. En la Figura 8b, se puede observar la formación de la diagonal de compresión en el espacio de corte. La grieta crítica experimental también se observó en los resultados numéricos, como en la Figura 8c, acompañada de algunas grietas por flexión. Se observaron resultados similares en otros estudios (Al-Osta et al., 2017; Demin y Fukang, 2017; Jumaa y Yousif, 2019; Arcine, Menon y Krahl, 2023). Experimentalmente, la rotura de la viga se produjo cuando se agotó la capacidad resistente del refuerzo transversal. Este fenómeno también se observó en la simulación numérica de Arcine (2020), en la que los 618 MPa proporcionados al *software* como límite elástico se anotaron en los estribos (Figura 8d).

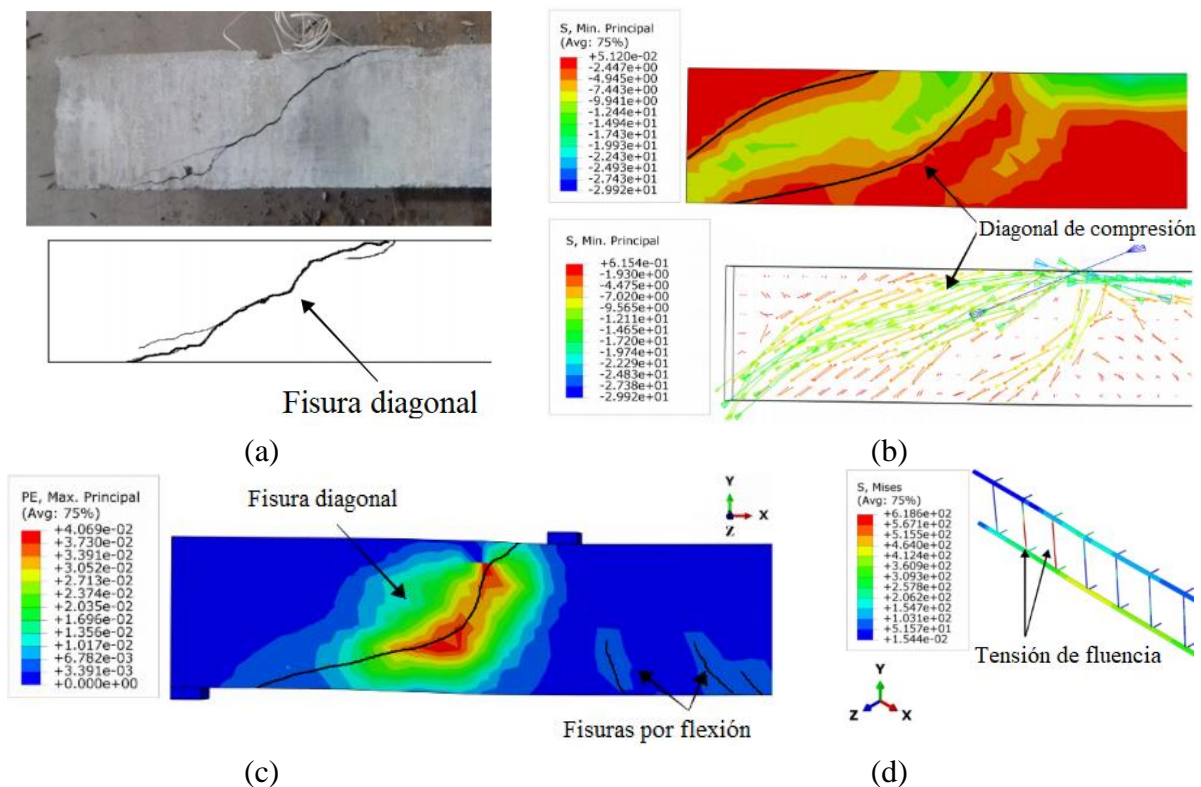


Figura 8. Panorama de agrietamiento experimental (a), concentración de tensiones (b), panorama de agrietamiento numérico (c) y tensiones de *Von Mises* del marco (d) de la viga VCR (unidades en MPa).

4.1 Viga reforzada (VC0-90).

A La Figura 9 presenta resultados numéricos y experimentales de la viga reforzada a cortante con PRFC (VC0-90), así como resultados experimentales de Menon (2008). Hay buena concordancia entre los resultados. El ensayo numérico VC0-90 (MEF) y el experimental VC0-90 mostraron descarga en la región post-pico, que caracteriza la falla de la superficie cohesiva, o en el caso experimental, el desprendimiento del refuerzo y el posterior colapso al cortante. Se pudo afirmar que el refuerzo a cortante de estas vigas incrementó significativamente su ductilidad, con un aumento en la resistencia de aproximadamente un 18%. En cuanto a la carga máxima, la viga experimental VC0-90 alcanzó una carga de 102,5 kN, mientras que la VC0-90 simulada (FEM) alcanzó 94,9 kN, un error relativo de 7,41%. Este comportamiento muestra que la viga simulada

presentó un desprendimiento prematuro antes que la viga experimental. Esto se puede atribuir a los datos adoptados según Obaidat, Dahlblom y Heiden (2010), ya que para obtener resultados más precisos es necesario realizar pruebas experimentales que describan mejor el material utilizado experimentalmente. A pesar de ello, hubo poca discrepancia en el comportamiento y el resultado se consideró satisfactorio.

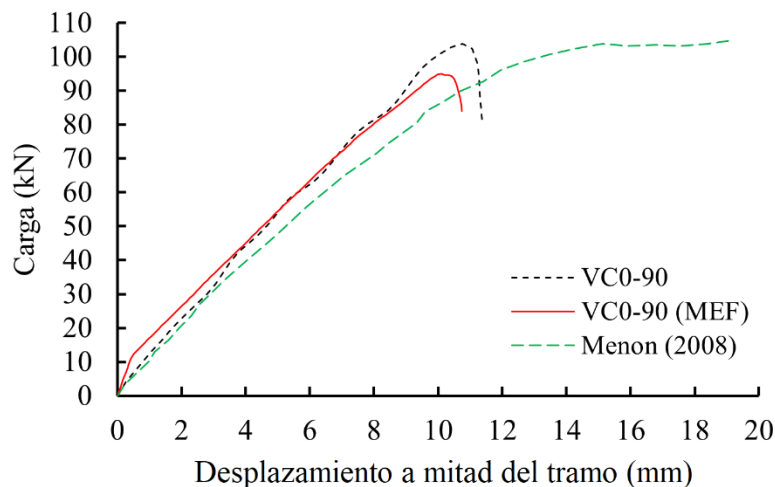


Figura 9. Curvas carga x desplazamiento a mitad de luz para la viga reforzada (VC0-90).

Aún en la Figura 9, es posible notar una buena concordancia entre el comportamiento numérico del haz de Risson (2016) y el experimental probado por Menon (2008). Sin embargo, este comportamiento experimental mostró una gran ductilidad pico posterior, sin sección de ablandamiento. En este caso, además de la resistencia a la compresión del hormigón, otra diferencia es la posición de las telas de carbono, ya que en pruebas experimentales realizadas por Menon (2008), el PRFC se posicionó entre estribos y no mostró desprendimiento de la interfaz, como en la literatura (Arcine, Menon y Krahl, 2023; Pellegrino y Modena, 2008). La falta de ablandamiento pico posterior podría obtenerse numéricamente si la interfaz se considerara perfecta, es decir, no sería posible observar desprendimiento, así como los resultados obtenidos por Obaidat, Dahlblom y Heiden (2010). La Figura 10 muestra los modos de falla de vigas reforzadas en cortante, así como las regiones críticas de fisuración y tensiones en el acero. La formación de dos diagonales de compresión se observó en la viga VC0-90, hecho diferente en la viga VCR, donde hubo formación de una sola diagonal de compresión (Figura 8b). En la Figura 10d se pueden observar regiones de desprendimiento, muy similares a los resultados experimentales, así como regiones de agrietamiento, donde el desprendimiento está representado por el color rojo (daño igual a 1.0) (Obaidat, Heyden y Dahlblom, 2010). Según Arcine, Menon y Krahl (2023) y Pellegrino y Modena (2008), la posición del refuerzo frente a los estribos puede afectar la capacidad resistente de la viga reforzada. Esto ocurre porque cuando se coloca entre estribos internos, el PRFC proporcionará confinamiento y así aumentará la capacidad resistente de la viga, lo que no ocurre cuando se coloca sobre estribos. La Figura 10e muestra las tensiones en el refuerzo una vez finalizada la simulación. Al igual que anteriormente, hubo fluencia en el refuerzo transversal, sin embargo, esta vez esta ocurrencia se observó solo en uno de los cuatro estribos en el tramo de corte. Este hecho muestra que incluso con refuerzo de PRFC, el hormigón y dicho refuerzo todavía sufren esfuerzos de corte, debido al desprendimiento prematuro de los compuestos (Arcine, Menon y Krahl, 2023; Pellegrino y Modena, 2008). Además, la barra longitudinal inferior (cerca del estribo con fluencia) alcanzó una tensión aproximada de 464,1 MPa, lo que indica la necesidad de un sistema de anclaje más eficiente para asegurar un mejor aprovechamiento de los materiales. Pellegrino y Modena (2008) destacaron que uno de los factores que afectan la eficiencia del refuerzo es la presencia de estribos

de acero.

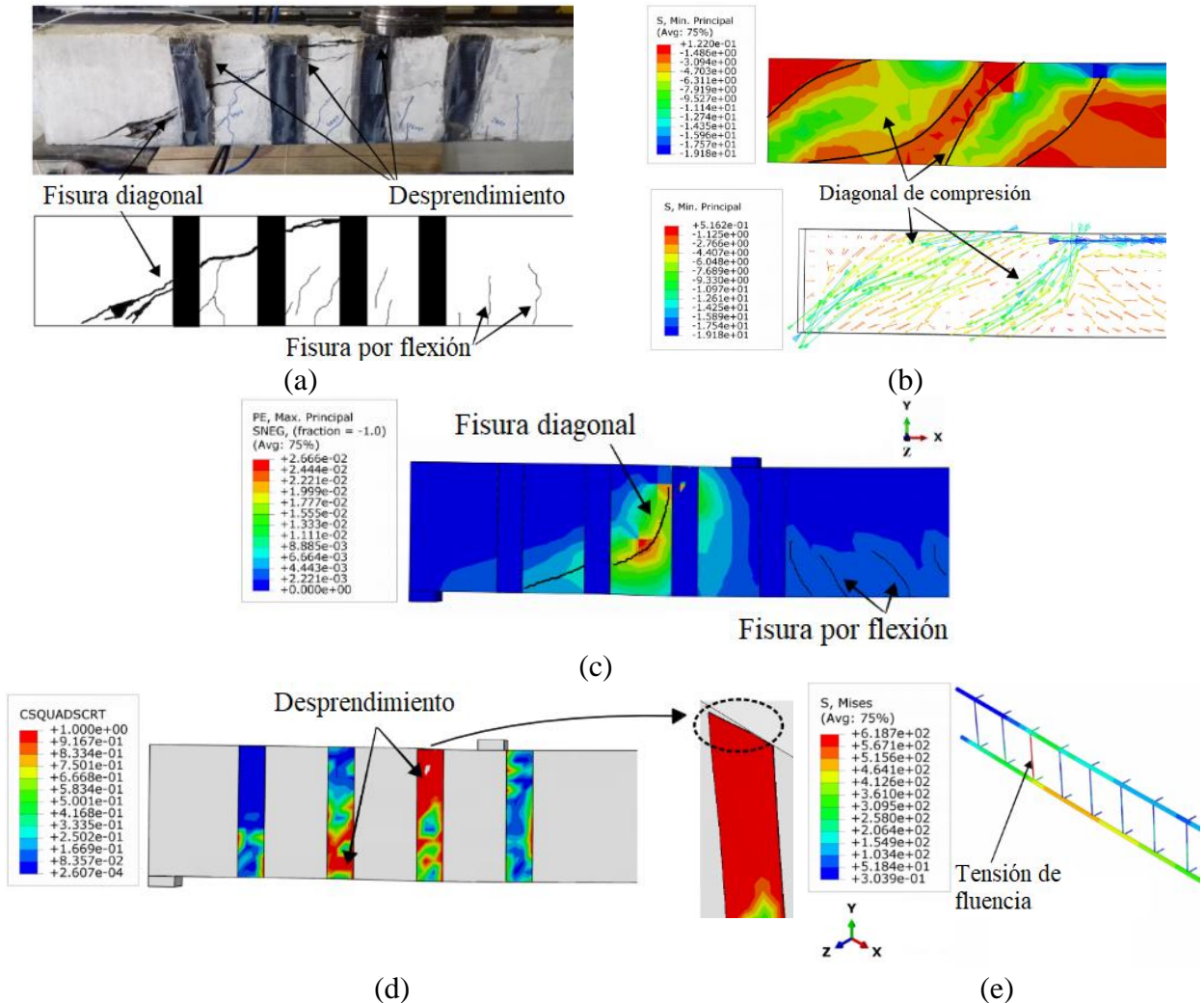


Figura 10. Panorama experimental de agrietamiento (a), concentración de tensiones (b), panorama numérico de agrietamiento (c), regiones de desprendimiento (d) y tensiones de *Von Mises* del marco (e) de la viga VC0-90 (unidades en MPa).

5. CONCLUSÕES

Este trabajo tuvo como objetivo identificar los principales parámetros que controlan el comportamiento estructural de vigas rectangulares de hormigón armado reforzadas exteriormente a cortante con PRFC. Para ello fue necesario el modelado numérico utilizando el *software* ABAQUS 6.12. Los resultados del modelado se compararon con las pruebas experimentales de Risson (2016). El problema parece ser muy completo, ya que aborda varios temas, como la mecánica de daños, los modelos constitutivos, la teoría de la plasticidad, el refuerzo cortante y varios modelos. Las principales conclusiones se resumen a continuación:

- El estudio demostró ser adecuado para predecir el comportamiento de vigas reforzadas a cortante. El modelado de la superficie cohesiva predijo con precisión el proceso de daño en el adhesivo, a diferencia de situaciones en las que se adopta una unión perfecta;
- La lectura de las tensiones en el acero mostró que el refuerzo en las vigas termina retrasando el inicio de la fluencia del acero, lo que también puede reducir la deformación en el hormigón;

- El uso de material PRFC adherido externamente como refuerzo de corte puede permitir grandes aumentos en la capacidad de carga de las vigas reforzadas. Sin embargo, todavía se pueden observar derrumbes frágiles sin mucho conocimiento de los profesionales;
- El uso de sistemas de refuerzo de corte más eficientes, como la aplicación de anclajes mecánicos, puede aumentar la resistencia al corte y causar fallas por flexión;
- Para mejorar la eficacia del refuerzo, se deben investigar en profundidad las posibilidades de desprendimiento de PRFC y sus medidas de mitigación.

6. AGRADECIMIENTOS

Este trabajo fue realizado con el apoyo de la Coordinación de Perfeccionamiento del Personal de Educación Superior – Brasil (CAPES) – Código de Financiamiento 001.

7. REFERENCIAS

“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>