

MODELACIÓN DE ELEMENTOS DE HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS BAJO SOLITACIONES DE CORTE

MODELLING FIBER REINFORCED CONCRETE ELEMENTS UNDER SHEAR

Facundo Isla^{a,b}, Bibiana Luccioni^{a,b} y María Alejandra Diaz Fontdevila^{a,b}

^aInstituto de Estructuras “Arturo M. Guzmán”, FACET, Universidad Nacional de Tucumán, Av. Independencia 1800, 4000 S.M. de Tucumán, Argentina, madiazfontdevila@herrera.unt.edu.ar, fisla@herrera.unt.edu.ar, bluccioni@herrera.unt.edu.ar, <http://www.facet.unt.edu.ar/iest/>

^bCONICET, Godoy Cruz 2290, C1425FQB CABA, Argentina, <http://www.conicet.gov.ar/>

Palabras clave: Hormigón reforzado con fibras, deslizamiento de fibras, corte, modelo de compuesto.

Resumen. Se ha probado experimentalmente que el agregado de fibras al hormigón ayuda a incrementar la resistencia y la ductilidad de la matriz de hormigón lo cual permitiría reducir la armadura por corte. Sin embargo, esta ventaja no se aprovecha porque las fórmulas de diseño y los modelos predictivos tienen aún dificultad para predecir adecuadamente el comportamiento observado en los ensayos. En este trabajo se presenta un modelo constitutivo para hormigón reforzado con fibras que consiste en una modificación de un modelo ya desarrollado por los autores. El modelo está basado en la teoría de mezclas incluyendo el deslizamiento fibra matriz en el modelo de las fibras. Se propone la modificación de la definición de la variable de endurecimiento plástico de la matriz de hormigón y de la forma en que se considera el aporte de las fibras en el compuesto fisurado, teniendo en cuenta su orientación respecto de la apertura y deslizamiento de la fisura. La comparación de resultados numéricos con resultados experimentales de hormigón reforzado con fibras bajo solitaciones que producen fisuración en Modos I, II y modos mixtos muestra que este modelo conserva la capacidad predictiva en Modo I del modelo original, pero, adicionalmente, logra reproducir aproximadamente el comportamiento en Modo II y modos mixtos.

Keywords: Fiber reinforced concrete, fibers pull-out, shear, composite model.

Abstract. It has been experimentally proven that the addition of fibers to concrete increases matrix strength and ductility allowing the reduction of shear reinforcement. However, this benefit is not taken into account because the design formulas and predictive models still have difficulty to adequately predict the behavior observed in the tests. A constitutive model for fiber reinforced concrete which consists of a modification of a model already developed by the authors is presented in this paper. The model is based on mixing theory including fiber-matrix slip in the fiber model. The modification of the plastic hardening variable definition for concrete and of the way in which the contribution of the fibers in the cracked compound is considered, taking into account their orientation with respect to the opening and sliding of the crack, is proposed. The comparison of numerical results with test results of fiber-reinforced concrete elements under stresses that produce cracking in Modes I, II and mixed modes shows that this model retains the predictive capacity in Mode I of the original model but, additionally, approximately reproduces the behavior in Mode II and mixed modes.

1 INTRODUCCIÓN

Los estudios experimentales muestran que el agregado de fibras dúctiles mejora la resistencia a tracción, ductilidad y capacidad de absorción de energía del hormigón. Muchos investigadores han estudiado experimentalmente el efecto del agregado de fibras en el comportamiento al corte de elementos estructurales de hormigón armado y pretensado. Han concluido que, como consecuencia de la mejora del comportamiento post-fisuración, el agregado de fibras dúctiles dispersas puede aumentar la ductilidad, la resistencia al corte y la tenacidad de vigas de hormigón armado (Amin et al.2016, Xue et al. 2019, Barros et al. 2020), cambiando el tipo de falla de frágil a dúctil. Cuando las tensiones principales debidas al corte superan la resistencia a tracción de la matriz de hormigón, se desarrollan y propagan fisuras diagonales. La principal función de las fibras es controlar el crecimiento de dichas fisuras, lo que conduce a elevar la resistencia y ductilidad en comparación con un hormigón normal.

Los hormigones reforzados con fibras (HRF) pueden ser usados tanto en capas de refuerzo como reemplazando al hormigón convencional en ciertas zonas críticas con mayor demanda de ductilidad. En general, la tendencia actual es utilizar hormigones de alta resistencia (HAR). Muchos estudios han considerado la posibilidad de utilizar fibras de acero para resistir parcialmente el corte y disminuir así la armadura de corte (Amin et al.2016). Este concepto ha sido adoptado incluso por algunos códigos de diseño como el fib Model Code 2010 (FIB 2013) y tiene gran potencialidad de aplicación en puntos críticos de las estructuras de hormigón armado, donde resulta muy dificultoso disponer la armadura de corte necesaria para conferir la adecuada ductilidad, como en las uniones viga-columna.

A pesar de sus ventajas, los HRF se utilizan aún muy poco en elementos portantes. Las potencialidades del refuerzo de fibras no están debidamente explotadas debido a la falta de conocimiento y confiabilidad de los modelos existentes que muestran cierta incapacidad para captar los mecanismos por los cuales las fibras contribuyen a resistir el corte y a las dificultades que tiene el calculista para derivar los parámetros de dichos los modelos. Es por ello que actualmente se están desarrollando más ensayos experimentales de vigas de hormigón armado reforzado con fibras con y sin armadura de corte y se han organizado competencias de simulación a los efectos de probar la habilidad de los modelos para reproducir el comportamiento de las mismas (Barros et al. 2020). Los resultados muestran que la mayoría de los modelos existentes tienen dificultades para predecir la resistencia y ductilidad al corte de vigas de hormigón armado con fibras de acero.

Para un adecuada y eficiente utilización de los HRF se debe contar con herramientas de cálculo que permitan diseñar adecuadamente el material y los elementos estructurales. Dentro de esas herramientas se deben distinguir los modelos estructurales particularmente desarrollados para analizar el comportamiento de vigas de hormigón armado o pretensado reforzado con fibras.

Los modelos estructurales se derivan generalmente de extensiones de modelos originalmente desarrollados para analizar corte en elementos de hormigón armado a los cuales se les agrega la contribución de las fibras. La mayoría de estos modelos son empíricos e incluyen muchas simplificaciones y parámetros de difícil determinación.

Los modelos disponibles en la bibliografía para la simulación de los materiales reforzados con fibras, como los HRF, se pueden clasificar en macro-modelos y meso-modelos. En los macro-modelos el compuesto se simula con un único material que tiene un comportamiento equivalente al compuesto con propiedades promedio (Hung y Li 2014). Las leyes constitutivas se derivan directamente de los ensayos. La gran ventaja de estos modelos es que usan información que es relevante en la escala estructural. La mayor desventaja es que requieren la realización de numerosos ensayos para cada contenido de fibras y tipo de carga ya que no tienen

en cuenta de manera explícita las fibras.

Algunas de esas dificultades pueden evitarse utilizando modelos derivados en la meso-escala en la cual se tienen en cuenta las componentes: matriz, fibras y, en algunos casos, interfaz fibra-matriz (Caggiano y Martinelli 2012, Oliver et al. 2012).

La mayoría de los macro y meso modelos desarrollados para HRF se han centrado en reproducir el comportamiento del material en modo I. Los modelos adecuados para simular el comportamiento a corte de los HRF son, en general, de tipo fenomenológico y uniaxiales (Soetens 2015, Kaufmann et al. 2019) o basados en modelos con muchas limitaciones como los modelos de fisuras distribuidas (Soltanzadeh et al. 2015).

En este trabajo se propone una modificación de un modelo previamente desarrollado por los autores para HRF con el objeto de simular el comportamiento no solo en modo I sino también bajo solicitaciones combinadas que incluyen corte

2 MODELO PARA HRF

2.1 Modelo de compuesto

El HRF puede ser interpretado como un compuesto consistente en una matriz frágil de hormigón con fibras dispersas en la misma. Como aproximación, se supone que las fibras están orientadas un número discreto de direcciones respecto a los ejes de referencia. En este trabajo se considera, además, que la orientación de las fibras puede cambiar cuando la matriz se fisura. Se emplea una modificación de la teoría de mezclas (Oller et al., 1996) que permite tener en cuenta la ortotropía del comportamiento de las fibras y su deslizamiento respecto de la matriz de una manera simplificada (Luccioni et al. 2012).

La teoría de mezclas clásica supone que todas las componentes del compuesto experimentan la misma deformación. Para el HUAPRF y pequeñas deformaciones esta condición de compatibilidad se escribe como:

$$\varepsilon_{ij} = (\varepsilon_{ij})_H = (\varepsilon_{ij})_{F_k} \quad (1)$$

donde ε_{ij} y $(\varepsilon_{ij})_m$ son las deformaciones en el compuesto y cada una de las componentes. El subíndice h identifica al hormigón mientras que F_k identifica a las fibras en la dirección k con $k = 1, \dots, n$ direcciones. La tensión se obtiene como

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\alpha})}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m \frac{\partial \Psi_m(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\alpha}_m)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m (\sigma_{ij})_m \quad (2)$$

Donde $\Psi(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\alpha})$ y $\Psi_m(\boldsymbol{\varepsilon}, \boldsymbol{\alpha}_m)$ son las densidades de energía libre por unidad de volumen del compuesto y de cada una de las componentes m respectivamente, $k_m = dV_m/dV$ es la correspondiente proporción volumétrica, $\boldsymbol{\alpha}_m$ es un conjunto de variables internas y $(\sigma_{ij})_m$ es la tensión en la componente m que se obtiene a partir de la correspondiente ecuación constitutiva.

Debe notarse que la Ec. (1) no se cumple en el HRF, ya que las fibras se deslizan respecto de la matriz. A los efectos de poder usar esta teoría para el HRF, se modifica el modelo constitutivo de las fibras incluyendo en el mismo el deslizamiento fibra-matriz sin necesidad de considerar explícitamente la interfaz fibra-matriz. Se supone que la deformación total de las fibras está compuesta por una deformación elástica ε_{ij}^e , una deformación plástica ε_{ij}^p y una deformación debida al deslizamiento ε_{ij}^s

$$(\varepsilon_{ij})_{F_k} = (\varepsilon_{ij}^e)_{F_k} + \underbrace{(\varepsilon_{ij}^p)_{F_k} + (\varepsilon_{ij}^s)_{F_k}}_{(\varepsilon_{ij}^{ps})_{F_k}} \quad k = 1, \dots, n \quad (3)$$

Estrictamente sólo los dos primeros términos corresponden a la matriz mientras que el tercero se desarrolla en la interfaz fibra-matriz. Como resultado de ese término, la deformación en la fibra misma es distinta de la matriz.

2.2 Modelo plástico para el hormigón

Para modelar el comportamiento de la matriz de hormigón se utiliza en este trabajo una modificación del modelo de daño modificado (Luccioni y Rougier 2005) que permite simular más adecuadamente el comportamiento bajo solicitaciones de corte. La modificación se introduce en la forma de definir la variable de endurecimiento plástico.

El límite del comportamiento elástico queda definido por la función de fluencia

$$F(\sigma_H; \kappa^p_H) = f(\sigma_H) - K(\sigma_H; \kappa^p_H) \leq 0 \quad (4)$$

donde $f(\sigma_H)$ es la tensión equivalente definida a través del criterio de Lubliner Oller modificado. $K(\sigma_H; \kappa^p_H)$ es el umbral de fluencia y κ^p_H es la variable de endurecimiento plástico isotrópico. La evolución de las deformaciones plásticas se define a través de la regla de flujo

$$(\dot{\varepsilon}_{ij}^p)_H = \lambda \frac{\partial G(\sigma_H; \kappa^p_H)}{\partial (\sigma_{ij})_H} \quad (5)$$

donde λ es el parámetro de consistencia plástica y G es la función de potencial plástico para la cual se usa la función de Lubliner Oller (Oller et al., 1988).

La variable de endurecimiento plástico κ^p se obtiene normalizando la disipación plástica a la unidad y varía entre 0 para el material virgen y 1 cuando el material ha disipado la totalidad de la energía que puede disipar. Se propone una nueva regla de evolución que tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tracción y compresión, desacoplando el trabajo plástico en una parte debida a las tensiones principales de tracción y otra debida a las tensiones principales de compresión como sigue

$$(\dot{\kappa}^p)_H = \frac{\langle \sigma_i \rangle \dot{\varepsilon}_i^p}{g_f^*} - \frac{\langle -\sigma_i \rangle \dot{\varepsilon}_i^p}{g_c^*}, \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2}(\sigma_i + |\sigma_i|) \quad (6)$$

σ_i : son las tensiones principales en la matriz y $\dot{\varepsilon}_i^p$ los incrementos de deformación plástica en las direcciones principales de tensión

$$g_f^* = g_f \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{op}}{f(\sigma_H)} \right)^{1+h}, \quad g_c^* = g_c \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f(\sigma_H)} \right)^{1+h}, \quad h \begin{cases} = 0 & \text{si } \sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle > 0 \\ = 1 & \text{si } \sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle = 0 \end{cases} \quad (7)$$

$$g_f = \frac{G_f}{l_c} \quad y \quad g_c = g_{c0} + \frac{G_{c1}}{l_c} \quad (8)$$

R^{op} es la relación entre los umbrales elásticos de compresión y tracción g_f y g_c son las máximas densidades de energía disipadas en tracción y compresión uniaxial, G_f es la energía de fractura, g_{c0} la densidad de energía disipada durante el proceso de endurecimiento en

compresión G_{c1} , la energía por unidad de área disipada durante el proceso de ablandamiento en compresión y l_c es un parámetro externo dependiente del tamaño de la malla de elementos finitos (EF) que se introduce para lograr objetividad de la respuesta en ablandamiento respecto del tamaño de la malla de elementos finitos.

La función de endurecimiento se define como

$$K(\boldsymbol{\sigma}_H; \kappa^p_H) = r\sigma_t(\kappa^p_H) + (1-r)\sigma_c(\kappa^p_H) \quad r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \quad (9)$$

donde $\sigma_t(\kappa^p_H)$ y $\sigma_c(\kappa^p_H)$ representan la evolución de los umbrales de fluencia en tracción y compresión uniaxial y se aproximan mediante una función de decaimiento exponencial y una función exponencial con máximo respectivamente o, alternativamente a partir de una curva obtenida experimentalmente.

2.3 Fibras

La deformación plástica de las fibras mismas en conjunto con el deslizamiento fibra-matriz se modelan a través de un modelo elastoplástico para materiales ortótropos. Normalmente, las fibras se deslizan antes de entrar en fluencia por lo que el límite elástico representa el umbral de deslizamiento que es marcadamente menor en la dirección de las fibras. Tanto la deformación plástica de las fibras como su deslizamiento respecto de la matriz están orientados en la dirección axial de las mismas. La consideración que se agrega en este trabajo para simular adecuadamente distintos modos de falla es que, si bien las fibras tienen una orientación original en el compuesto, esa orientación puede variar localmente cuando la fibra atraviesa una fisura ya que la porción de fibra que cose las caras de la fisura tiende a orientarse en la dirección del desplazamiento relativo entre las caras de la fisura como se muestra en la [Figura 1](#).

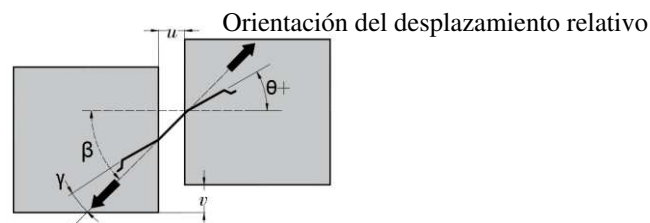


Figura 1: Cambio de orientación de una fibra en la fisura

Para tener en cuenta la ortotropía en el comportamiento descripta se usa el concepto de mapeo de espacios. Se supone que existen dos espacios, el espacio ortótropo real y un espacio isótropo ficticio. Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados a través de un tensor de transformación diagonal A_{klij} (Toledo et al., 2008) que contiene la información sobre la ortotropía del material

$$\tau_{kl} = A_{klij}\sigma_{ij} \quad A_{klij} = \sum_{m=1}^3 \sum_{n=1}^3 \left(\delta_{im}\delta_{jn}\delta_{km}\delta_{ln} \frac{\bar{\tau}}{\bar{\sigma}_{mn}} \right) \quad (10)$$

donde τ_{kl} y σ_{ij} son las tensiones en el espacio isótropo ficticio y en el espacio ortótropo real respectivamente, δ_{im} es el delta de Kronecker, $\bar{\tau}$ es el límite elástico en el espacio isótropo ficticio y $\bar{\sigma}_{mn}$ es el valor del umbral elástico en el espacio ortótropo real en la dirección m en el plano normal a n .

El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio y luego los resultados son mapeados al espacio ortótropo real. El límite elástico en el espacio ortótropo real se define a través de una

función F^{ps} que puede expresarse como sigue:

$$F^{ps}(\boldsymbol{\sigma}, \kappa^{ps}) = \bar{F}(\boldsymbol{\tau}, \bar{\kappa}^{ps}) = \bar{f}(\boldsymbol{\tau}) - \bar{K}(\bar{\kappa}^{ps}) = 0 \quad (11)$$

\bar{F} es la función que define el límite elástico en el espacio isótropo ficticio, \bar{f} es la tensión equivalente definida en este trabajo mediante la función de Von Mises para materiales isótropos y $\bar{K}(\bar{\kappa}^{ps})$ es la función de endurecimiento que depende del trabajo inelástico en el espacio isótropo ficticio $\bar{\kappa}^{ps}$ y puede obtenerse a partir de las curvas de arrancamiento de las fibras que se obtienen con un modelo de pull out (Isla et al. 2022).

La evolución de las deformaciones inelásticas en las fibras y en la interfaz fibra/matriz se obtiene mediante la regla de flujo plástico utilizando también el concepto de mapeo de espacios.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{ps} = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} A_{klij} \quad (12)$$

2.4 Implementación numérica

El modelo se implementó en un programa de elementos finitos no lineal explícito que permite trabajar en pequeñas y grandes deformaciones y desplazamientos. La implementación de la teoría de mezclas resulta relativamente sencilla ya que todas las componentes comparten la misma deformación. La consideración del deslizamiento fibra/matriz como una componente inelástica dentro del modelo de las fibras evita modelar la interfaz y facilita el tratamiento del problema.

La teoría de mapeo de espacios permite integrar la ecuación constitutiva de las fibras en el espacio isótropo ficticio y luego obtener las tensiones y deformaciones en el espacio real. En su posición original, las fibras tienen menor resistencia en la dirección axial debido a que se despegan y deslizan pero toman la mayor tensión en la dirección axial. Las deformaciones inelásticas se producen preferentemente en la dirección axial en coincidencia con la dirección de menor resistencia.

Para considerar adecuadamente la contribución de las fibras bajo estados combinados de tensiones, se supone que, en coincidencia con las fisuras de la matriz, las fibras se orientan en la dirección de la deformación plástica principal mayor de la matriz. En este caso, tanto la contribución de las fibras como su deslizamiento sigue preferentemente esa dirección. A tal fin, la dirección de las fibras se va actualizando siguiendo la dirección principal de deformaciones plásticas de la matriz en cada paso de carga. Para ello las tensiones y deformaciones plásticas de las fibras se almacenan en coordenadas locales lo cual facilita el manejo de la contribución de las mismas.

3 COMPARACIÓN CON RESULTADOS EXPERIMENTALES

3.1 Descripción de los ensayos

En esta sección se aplica el modelo presentado a la simulación de una viga de HRF armado sometida a corte. Dichos ensayos forman parte un Benchmark (Barros et al. 2020) que se realizó para chequear la capacidad de los modelos numéricos para reproducir corte en HRF. Se ensayaron vigas de sección T con armadura longitudinal convencional y HRF en la longitud de corte y sin armadura de corte.

Para las vigas se utilizó un hormigón de 67 MPa de resistencia a compresión promedio a los 28 días y un contenido nominal de 60 kg/m³ de fibras de acero con gancho en los extremos de 33 mm de longitud, 0.55 mm de diámetro y una resistencia a la tracción superior a 1000 MPa. La resistencia a compresión y el módulo de elasticidad promedio del HRF a los 14 días fueron de 64.2 MPa y 32.9 GPa respectivamente. Para determinar las propiedades en tracción

(resistencia y energía de fractura) del HRF se realizaron ensayos de flexión de tres puntos en vigas de 150 mm x 150 mm de sección transversal con una entalla de 25 mm de profundidad y 500 mm de luz entre apoyos.

La tensión de fluencia de las barras de armadura era de 527 MPa, 538 MPa y 557 MPa para las barras de 6, 10 y 25 mm de diámetro respectivamente, mientras que la resistencia era de 700 MPa, 696 MPa y 678 MPa respectivamente.

3.2 Simulación de los ensayos de flexión de HRF

Las propiedades en tracción del hormigón se obtuvieron indirectamente simulando los ensayos de flexión de tres puntos. Para ello se realizó una modelación con elementos finitos 2D de las vigas con entalla. En la Figura 2a se muestra la malla de elementos finitos en la que se utilizaron elementos de 4 nodos y 2x2 puntos de integración.

La modelación del HRF se hizo con el modelo presentado en el punto 2. Las propiedades en compresión del hormigón eran datos mientras que la resistencia a tracción y energía de fractura del hormigón se ajustaron para reproducir la respuesta experimental promedio y resultaron 3.3 MPa y 0.08 N/mm respectivamente. Se utilizó una curva de endurecimiento exponencial con pico en compresión y exponencial en tracción.

Si bien en las curvas de arrancamiento de las fibras no fueron dadas como dato, se simularon con un modelo de pull-out desarrollado por los autores (Isla et al. 2022) que tiene en cuenta la geometría y propiedades mecánicas de las fibras y las propiedades mecánicas de la matriz de hormigón. Se distribuyeron las fibras a 0°, 60° y -60°.

En la Figura 2b se muestran las curvas Carga-Apertura de fisura (CMOD) obtenidas experimentalmente y la resultante de la simulación numérica. Se observa que las curvas experimentales presentan cierta dispersión. La calibración de las propiedades en tracción del hormigón se realizó para ajustar el promedio de los resultados experimentales. La modificación introducida en la variable de endurecimiento no altera la respuesta en tracción del hormigón y, por tanto, no modifica prácticamente la respuesta a flexión.

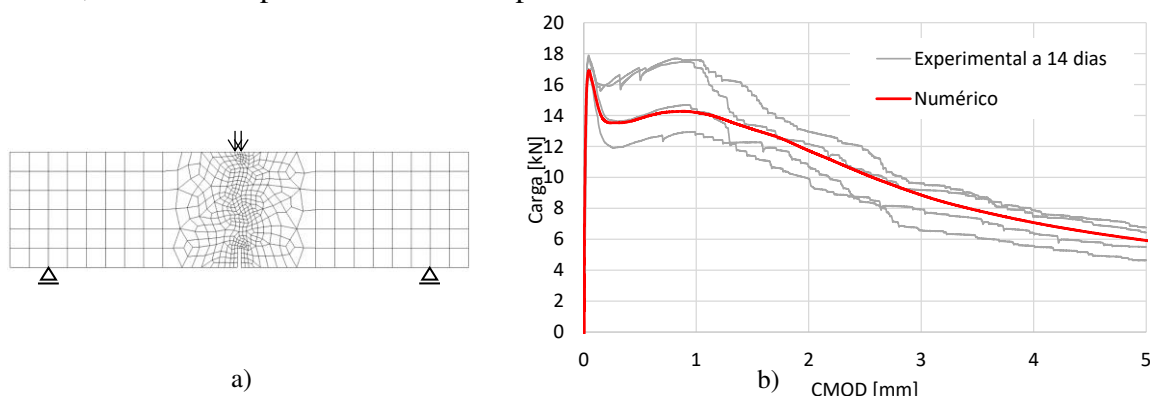


Figura 2: Ensayo de flexión de 3 puntos de vigas de HRF con entalla. a) Malla de elementos finitos; b) Curva carga-apertura de fisura

3.3 Ensayos de vigas de HRF armado a corte

Una vez calibradas las propiedades de los distintos materiales, se simuló el ensayo a corte de vigas de HRF armado. En la Figura 3 se pueden ver la geometría, las armaduras, la forma de carga y los apoyos de los especímenes. Las vigas tienen sección T y están reforzadas con barras longitudinales en la parte inferior del alma y en el ala. Cuentan además con estribos en la longitud de corte mayor, en el ala y en la zona de los apoyos. En los ensayos se aplicó una carga excéntrica que divide la viga en dos longitudes de corte diferentes. Los ensayos se hicieron con

control de desplazamientos a una velocidad de $50\mu\text{m/s}$ hasta rotura.

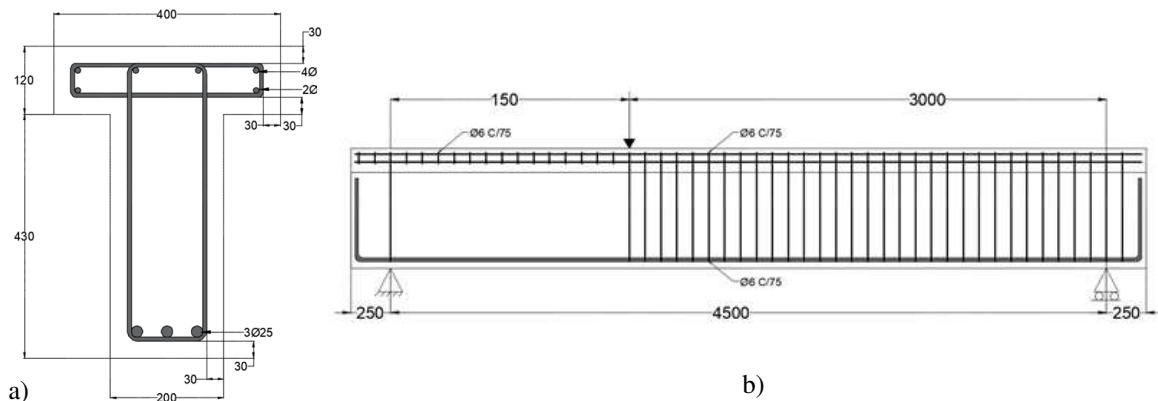


Figura 3: Vigas de HRF armado ensayadas a corte (medidas en mm). a) Sección transversal; b) Vista longitudinal

En la Figura 4 se muestra la malla de elementos finitos utilizada para simular estos ensayos. Se usaron elementos de tensión plana de 4 nodos y 2×2 puntos de integración. La contribución de las barras de la armadura longitudinal y de los estribos fue tomada en cuenta mediante la teoría de mezclas, considerando adherencia perfecta con la matriz de HRF. Los distintos colores en la Figura 4 indican los distintos compuestos. Para las barras de la armadura se utilizó un modelo elastoplástico con endurecimiento lineal.

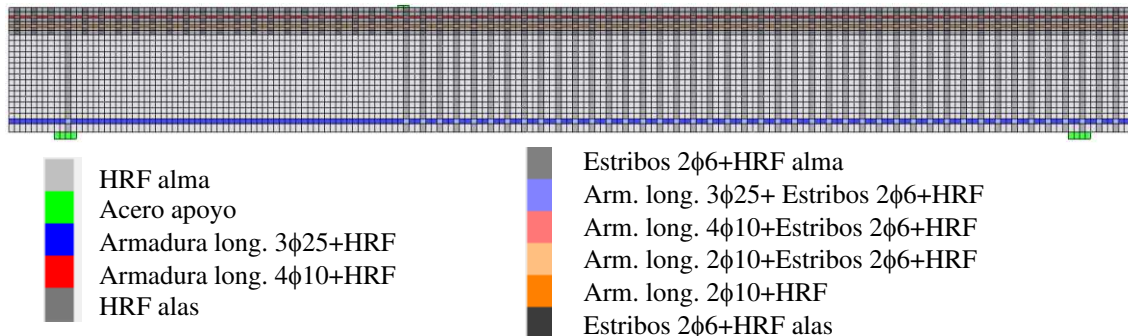


Figura 4. Malla de elementos finitos

En la Figura 5 se muestran las curvas carga-desplazamiento vertical de la sección donde se aplica la carga obtenidas en los dos ensayos experimentales y la obtenida numéricamente con el modelo descrito. Se puede observar que la curva numérica reproduce aproximadamente el comportamiento experimental, presentando diferencias similares a la obtenidas con la mejor aproximación lograda en el benchmark (Barros et al. 2020). Se hace notar que, en su forma original, el modelo de hormigón conducía a una resistencia al corte mucho mayor y una rotura más brusca debido a que las fibras no se reorientaban en la dirección de la sollicitación.

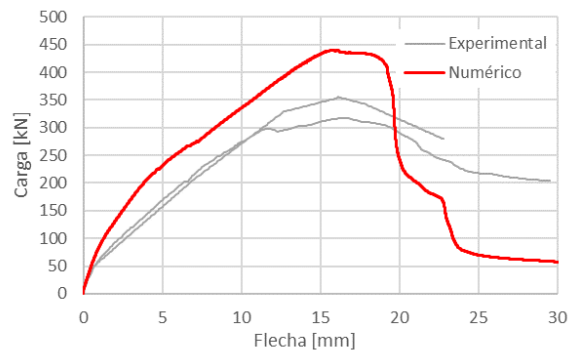


Figura 5: Curvas carga-desplazamiento vertical de la sección de carga

En la [Figura 6](#) se muestran las curvas de deformación plástica de la viga en la falla y su comparación con las fisuras en las vigas ensayadas. Se puede observar una buena representación del daño siguiendo la orientación de las fisuras observadas en los ensayos.

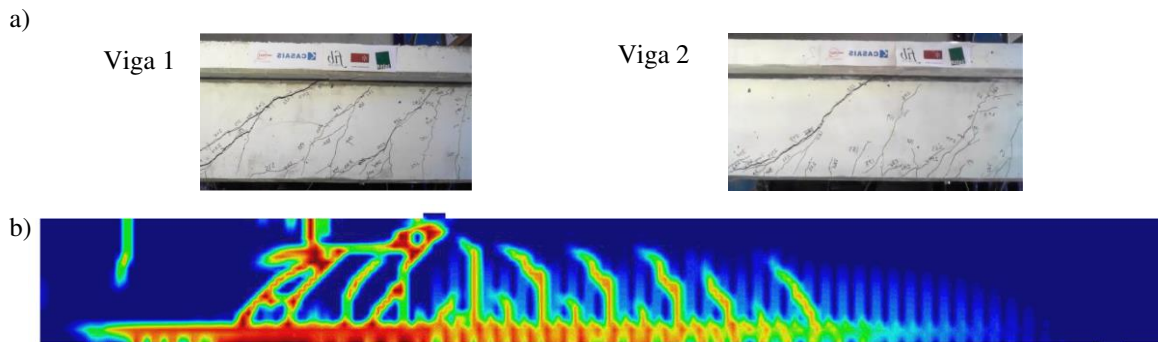


Figura 6: Daño. a) Fisuras en las vigas ensayadas ([Barros et al. 2020](#)) ; b) Variable de daño plástico (numérico)

4 CONCLUSIONES

El modelo presentado reproduce aproximadamente el comportamiento al corte del hormigón reforzado con fibras. La modificación introducida en la variable de endurecimiento plástico del hormigón permite controlar en forma más adecuada el trabajo plástico en estados combinados de tensiones como corte y no altera la respuesta en tracción y compresión uniaxial, biaxial o triaxial.

La consideración de la rotación de las fibras orientándose en la dirección del desplazamiento relativo de los lados de la fisura permite valorar más apropiadamente la contribución de las fibras de acero a la respuesta del HRF bajo solicitaciones que incluyen modos mixtos de fractura de la matriz.

Se debe mejorar el modelo incluyendo una distribución no uniforme de fibras y la implementación numérica de manera que se tenga en cuenta la rotación y flexión de las fibras para elegir la curva de endurecimiento.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al CONICET, a la Agencia Nacional de Promoción Científica y Tecnológica (Proyecto PICT 2017 1313), al CIUNT (Proyecto 26E623) y a la UNT por el apoyo económico brindado.

REFERENCIAS

- Amin, A. and Foster, S.J., Shear strength of steel fibre reinforced concrete beams with stirrups. *Engineering Structures* 111:323–332, 2016.
- Barros, J., Sanz, B., Kabele, P., Yu, R.C., Meschke, G., Planas, J., Cunha, V., Caggiano, A., Ozyurt, N., Gouveia, V., van den Bos, A., Poveda, E., Gal, E., Cervenka, J., Neu G., Rossi, P., Dias-da-Costa, D., Juhasz, P., Cendon, D., Ruiz, G., Valente, T., Blind competition on the numerical simulation of steel-fiber-reinforced concrete beams failing in shear. *Structural Concrete*, 1–29, 2020.
- Caggiano, A. and Martinelli E., A unified formulation for simulating the bond behaviour of fibres in cementitious materials. *Material Design*; 42:204-213, 2012.
- Fédération Internationale du Béton, *fib Model Code for Concrete Structures 2010*, Ernst & Sohn, Berlin, Germany 2013.
- Hung, C.C. and Li, S.H., Three-dimensional model for analysis of high performance fiber reinforced cement-based composites. *Composites Part B*, 45:1441-1447, 2014.
- Isla, F., Argañaraz, P., Luccioni, B., Numerical modelling of steel fibers pull-out from cementitious matrixes. *Construction & Building Materials*, 332: 127373, 2022.
- Kaufmann, W., Amin, A., Beck, A. and Lee, M., Shear transfer across cracks in steel fibre reinforced concrete. *Engineering Structures* 186:508–524, 2019.
- Luccioni, B., Ruano, G., Isla, F., Zerbino, R. and Giaccio, G., A simple approach to model SFRC. *Construction and Building Materials*, 37:111-24, 2012.
- Luccioni, B. and Rougier, V., A plastic damage approach for confined concrete. *Computers and Structures*, 83:2238-56, 2005.
- Oliver, J., Mora, D., Huespe, A. and Weyler, R. A micromorphic model for steel fiber reinforced concrete. *Int J Solids Struc*, 49:2990-3007, 2012.
- Oller, S., Oliver, J., Lubliner, J. and Oñate, E., Un modelo constitutivo de daño plástico para materiales friccionales. Parte I: variables fundamentales, funciones de fluencia y potencial. *Rev. Int. de Método Numéricos para el Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 4:397-428, 1988.
- Oller, S., Oñate, E., Miquel, J. and Botello, S., A plastic damage constitutive model for composite materials. *Int. J. Solids and Structures*, 33 (17):2501-18, 1996.
- Soetens, T. *Design models for the shear strength of prestressed precast steel fibre reinforced concrete girders*. PhD Thesis Department of Structural Engineering, Faculty of Engineering and Architecture, Ghent University, Belgium 2015.
- Soltanzadeh, F., Barros, J. and Santos, R., Review. High performance fiber reinforced concrete for the shear reinforcement: Experimental and numerical research. *Const Build Materials*, 77:94–109, 2015.
- Toledo, M., Nallim, L. and Luccioni, B., A micro-macromechanical approach for composite laminates. *Mechanics of Materials*, 885-906, 2008.
- Xue, X., Hua, X. and Zhou, J., Test and prediction of shear strength for the steel fiber-reinforced concrete beams. *Advances in Mechanical Engineering*, 11(4):1–14, 2019.