

Aplicación de la teoría de corte-fricción en hormigón reforzado con fibras de acero

Application of the shear-friction theory in steel fibre reinforced concrete

Álvaro Picazo^a, Jaime C. Gálvez^{*, b}, Marcos G. Alberti^b, Alejandro Enfedaque^b

^a Prof. Departamento de Tecnología de la Edificación, E.T.S. de Edificación, Universidad Politécnica de Madrid.

^b Prof. Departamento de Ingeniería Civil: Construcción, E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Universidad Politécnica de Madrid.

* Contacto: jaime.galvez@upm.es; Tel.: +34 910 674 125

RESUMEN

El empleo de hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA) permite la eliminación total o parcial de la armadura ante solicitaciones cortantes. Sin embargo, su capacidad estructural se evalúa con valores de resistencias a flexión. Por este motivo se analizaron dos HRFA, mediante ensayos de corte directo tipo “push-off”, y se comparó su comportamiento con un estudio teórico en relación con la teoría de corte-fricción. Se pudo concluir que en el estado post-fisuración las fibras son las que gobiernan el comportamiento del material y que los resultados del modelo analítico son muy similares a los hallados en la campaña experimental para deslizamientos en la sección fisurada de hasta algo más de 4 mm.

ABSTRACT

The use of steel fibre reinforced concrete (SFRC) allows the total or partial removal of the reinforcement in the face of shear stresses. However, its structural capacity is evaluated with values of flexural strengths. For this reason, two SFRC were analysed, using direct “push-off” shear tests, and their behaviour was compared with a theoretical study in relation to the shear-friction theory. It was possible to conclude that in the post-cracking state the fibres are the ones that govern the behaviour of the material and that the results of the analytical model are very similar to those found in the experimental campaign for slides in the cracked section of up to a little more than 4 mm.

PALABRAS CLAVE: teoría corte-fricción, hormigón reforzado con fibras de acero, ensayo “push-off”.
KEYWORDS: shear-friction theory, steel fibre reinforced concrete, push-off test.

1. Introducción

El hormigón es un material que, sin reforzar, posee una muy buena capacidad ante esfuerzos de compresión. Para soportar otros esfuerzos, como tracción, a la vez que se le dota de ductilidad y de mayor absorción de energía, tiene que ser reforzado mediante la inclusión de barras de acero o fibras aleatoriamente dispuestas. De esta forma, el material reforzado llega a ser el más empleado en la construcción.

El hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA), ha permitido la realización de obras de soleras, pavimentación, dovelas para túneles, piezas prefabricadas, pasarelas peatonales y otras estructuras [1, 2]. Su creciente uso hizo que diferentes normas de hormigón estructural [3, 4] abordaran su uso, llegando a considerar su utilización como material estructural o no estructural. Los requisitos mínimos para considerar la capacidad resistente de las fibras de

acero son función de las resistencias residuales obtenidas mediante ensayos de tracción por flexión [5, 6] según la Ecuación (1) [5].

$$f_{R,j} = \frac{3F_j l}{2bh_{sp}^2} \quad (1)$$

Siendo $f_{R,j}$ la resistencia a tracción por flexión, F_j la carga aplicada en un momento del ensayo, l la longitud del vano de flexión, b la anchura de la probeta y h_{sp} la distancia entre la parte superior de la probeta y el fondo de la entalla.

Según el Código Modelo 2020 [3], para considerar la capacidad estructural de las fibras de acero, las resistencias residuales deben cumplir dos condiciones: $f_{R1}/f_{LOP} > 0.4$ y $f_{R3k}/f_{R1k} > 0.5$. En estas expresiones las resistencias residuales indicadas son: f_{LOP} en el límite de proporcionalidad, f_{R1} para una abertura de los labios de la entalla de 0.5 mm y f_{R3} para 2.5 mm de abertura.

El empleo de la capacidad resistente de las fibras de acero frente a cortante ha demostrado que su uso ha permitido reducir y eliminar el armado de cercos o estribos en determinados elementos estructurales [7]. Aun así, todavía no existe unanimidad de criterio respecto de si las resistencias a tracción por flexión son recomendables para dimensionar elementos estructurales sometidos a cortante. Algunos investigadores consideran que la formulación indicada por las normativas debiera revisarse [2, 8], en tanto que otros consideran apropiado el empleo de la actual formulación [9, 10].

De los cinco mecanismos principales que gobiernan el comportamiento a cortante del hormigón [11] los más determinantes en el HRFA son el engranamiento de los áridos y el efecto pasador de las fibras. Para el estudio de estos efectos, en el hormigón reforzado con barras de acero, la teoría más empleada es la desarrollada por Walraven [12], conocida como la teoría de corte-fricción. En la presente investigación se tomó como base dicha teoría y se aplicó de manera analítica y experimental sobre el HRFA. Para ello se emplearon probetas “push-off” de las que se obtuvieron los desplazamientos y aberturas de fisura.

La importancia de esta investigación radica en el análisis comparativo experimental del HRFA frente a la teoría de corte-fricción y en la ampliación del estado del conocimiento sobre el comportamiento post-fisuración del hormigón. Se utilizó un hormigón autocompactante reforzado con fibras de acero con dos dosificaciones: 50 y 70 kg/m³. De estos HRFA se conocían sus características, se sabía del carácter estructural de las fibras [3, 4] y se habían obtenido los patrones de fisuración [13].

2. Campaña experimental

2.1 Hormigón reforzado con fibras de acero

Se empleó un hormigón autocompactante con dos cuantías de fibras de acero, cuya dosificación se indica en la Tabla 1.

Tabla 1. Dosificación de los hormigones.

Materiales (kg/m ³)	HRFA50	HRFA35+35
Cemento	425	425
Agua	199	199
Grava	492	486
Arena	947	947
Filler calizo	210	210
SP (% p.c.)	1.39	1.39
Fibras RC65/35BN (f.v. %)	50 (0.64)	35 (0.45)
Fibras RC80/50BN (f.v. %)	---	35 (0.45)

Las fibras de acero fueron de los tipos RC65/35BN y RC80/50BN, ambas con una resistencia a tracción de 1100 MPa, de superficie lisa y acabadas en gancho en sus extremos. Se empleó un cemento tipo CEM I 52.5 R-SR5, agua proveniente de la red de abastecimiento a la ciudad de Madrid (relación a/c = 0.47), arena y grava, de origen silíceo, con un tamaño máximo de árido de 12.6 mm, superplastificante con base de policarboxilatos y filler calizo. En relación con las resistencias residuales a tracción por

flexión, se cumple con los requerimientos mínimos para considerar el carácter estructural de las fibras: $f_{R1}/f_{LOP} > 0.4$ y $f_{R3k}/f_{R1k} > 0.5$ [3]. En la Tabla 2 se muestran las principales propiedades de los HRFA.

Tabla 2. Propiedades de los HRFA estudiados (entre paréntesis se indican los coeficientes de variación).

Ensayos	HRFA50	HRFA35+35
f_{cm} (MPa)	62.2 (0.01)	66.8 (0.03)
E (GPa)	34.1 (0.01)	35.3 (0.01)
f_{ct} (MPa)	7.8 (0.04)	8.6 (0.07)
f_{R1} (MPa) y % f_{LOP}	7.3 (0.15) y 128%	11.1 (0.08) y 171%
f_{R3} (MPa) y % f_{LOP}	5.3 (0.24) y 93%	9.5 (0.06) y 146%
f_{LOP} (MPa)	5.7 (0.12)	6.5 (0.09)

2.2 Ensayos “push-off”

Las dos probetas de cada tipo de hormigón empleadas para los ensayos “push-off” se obtuvieron de las mitades residuales de vigas ensayadas a flexión de dimensiones 600x150x150 mm³ [14]. Así se obtuvieron probetas prismáticas de dimensiones 150x150x270mm³. A estas probetas se les realizaron dos entallas de 75 mm de profundidad y 9 mm de espesor en las caras opuestas, consiguiendo que la probeta tuviera una forma de “Z”, con una sección de ligamento vertical de 150 mm de ancho y, aproximadamente, 90 mm de alto [13] que une las puntas de las entallas. Las probetas fueron reforzadas exteriormente con un tejido de fibra de carbono unidireccional adherido con resina epoxi [15] para evitar la rotura por flexión en los voladizos, garantizando que la carga principal a la que se somete el HRFA fuese el cortante.

Sobre la sección resistente se dispusieron barras de carga, superior e inferior, de acero, de sección 10x10 mm², alineadas mediante láser con la sección de ligamento vertical y con las puntas de las entallas, según la Figura 1.

Los ensayos se realizaron en una máquina de capacidad máxima de carga 500 kN, a una

velocidad de 1 µm/s. Se monitorizaron los ensayos mediante vídeo-extensometría y dos LVDT's (transductor de desplazamiento lineal variable) en los laterales de la probeta. Para grabar el vídeo se emplearon dos cámaras de alta definición, de 5 Mpx, a una imagen por segundo. Los datos registrados en cada uno de los ensayos realizados fueron: carga, desplazamiento del actuador, tiempo, deslizamiento a cortante (media de dos LVDT) y dos vídeos con la fisuración de las probetas.

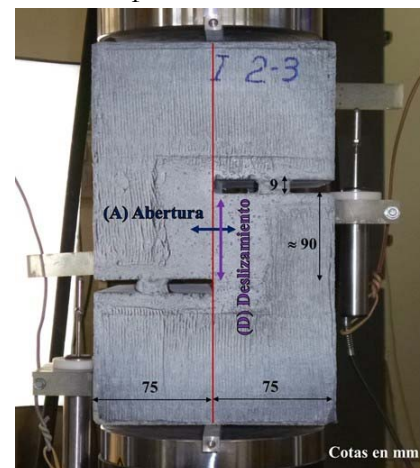


Figura 1. Probeta “push-off”. Se indican las direcciones de deslizamiento a cortante (D) y abertura de fisura (A) que se midieron en los ensayos.

2.3 Datos de desplazamiento a cortante y abertura de fisura obtenidos mediante vídeo-extensometría

Con el sistema de vídeo-extensometría se pudieron obtener los desplazamientos a cortante y la abertura de fisura en diversos puntos de la probeta. Así, se colocaron cinco extensómetros virtuales sobre la zona de la discontinuidad de la probeta. Inicialmente, dichos extensómetros estaban en posición horizontal, mientras que a lo largo del ensayo mostraron variación horizontal (abertura de fisura A) y vertical (deslizamientos a cortante D), según la Figura 2.

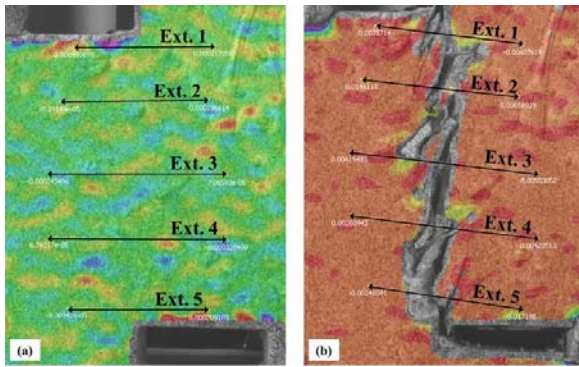


Figura 2. (a) Zona central de una cara de una probeta push-off antes del ensayo con los cinco extensómetros virtuales en posición horizontal y (b) la misma cara de la probeta con los extensómetros mostrando variaciones verticales y horizontales a ambos lados de la fisura al finalizar el ensayo.

En el presente estudio también se ha considerado la orientación de las fibras debido a su hormigonado en la comparación experimental-analítica frente a la teoría de corte-fricción, implementando dicha casuística en la formulación aportada. Para ello, se realizó el conteo de fibras en la sección resistente y se comparó con el número teórico de fibras, obteniendo el coeficiente de orientación de las mismas θ según la Ecuación (2) [16].

$$\theta = n \cdot \frac{A_f}{V_f \cdot A} \quad (2)$$

Donde n es el número de fibras contadas en la superficie de fractura, A_f el área de una fibra, V_f la fracción volumétrica de fibras y A el área de la superficie de ligamento.

Los deslizamientos a cortante y las aberturas de fisura están relacionados entre sí mediante la Ecuación (3) [12]. Los valores del modelo teórico, ajustado para probetas prefisuradas con armadura de barras de acero en la discontinuidad se pueden adoptar como: el valor de la constante k igual a 0.5 y el exponente del deslizamiento a cortante a igual a 2/3.

$$y = k \cdot x^a \quad (3)$$

En dicha Ecuación y es la abertura de fisura y x el deslizamiento a cortante.

A partir de los resultados experimentales de la presente investigación (media de dos probetas de cada HRFA, sin refuerzo de barras de acero y sin

prefisuración) se puede concluir [13], que los coeficientes adoptados serían: k igual a 0.85 y a igual a 0.60. En la Figura 3 se muestran las curvas que relacionan el deslizamiento a cortante y la abertura de fisura para el modelo teórico ($k = 0.5$ y $a = 2/3$, ver ref. [12]) y para la media de los resultados experimentales. Los valores de abertura en la curva experimental son superiores, para un mismo deslizamiento, a los de la curva analítica. Esto es debido a que el modelo propuesto en la ref. [12] está ajustado para una discontinuidad entre un hormigón endurecido y otro hormigonado sobre él, lo que hace que la discontinuidad sea sensiblemente plana. En los ensayos del presente trabajo la discontinuidad se produce por la fractura de un hormigón sometido a esfuerzo cortante, por lo que es mucho más irregular y tortuosa, lo que requiere una mayor apertura de la discontinuidad para que se produzca el “cabalgamiento” de las dos superficies al deslizar tangencialmente una sobre otra. Este aspecto se presenta con detalle en la ref. [13].

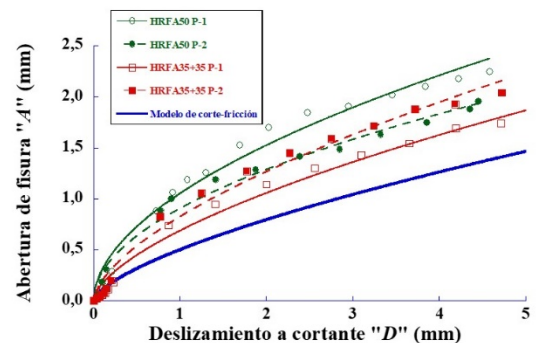


Figura 3. Deslizamiento a cortante (D) frente a abertura de fisura (A).

3. Teoría de corte fricción

El proceso que sigue la teoría de corte-fricción en la discontinuidad del hormigón sometido a cargas de cortante se puede resumir en estos pasos: la acción del esfuerzo cortante provoca la fisuración del hormigón y la creación de grietas en la sección resistente de éste. Si se mantiene la carga de cortante se producirá un deslizamiento relativo entre ambas caras de la discontinuidad.

Por dicho desplazamiento, la rugosidad de la interfaz y el refuerzo de barras de acero, o de fibras, generan tensiones normales y tangenciales en los labios de la grieta. La carga de cortante provocará el encabalgamiento de las caras de la fisura, lo que generará, además del deslizamiento en la dirección del cortante, un aumento de la abertura de la fisura. Esto produce la tracción de las fibras metálicas, evitando que crezca la abertura y generando tensiones de compresión en el hormigón. Este mecanismo está esquematizado en la Figura 4.

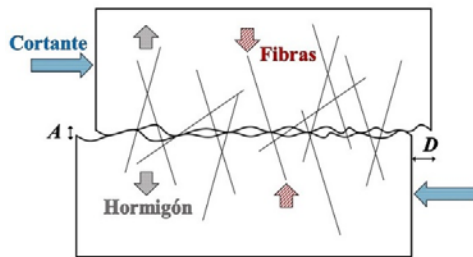


Figura 4. Mecanismos resistentes según la teoría de corte-fricción.

Los principales factores a considerar son: el esfuerzo cortante, la resistencia a compresión del hormigón, la rugosidad de la interfaz de la fisura, la armadura de refuerzo y/o las fibras de refuerzo. Así, los dos mecanismos principales en el comportamiento del HRFA ante la teoría de corte-fricción son el engranamiento de áridos y efecto pasador.

3.1 Mecanismo de engranamiento de áridos

Para estudiar este mecanismo hay que asumir ciertas hipótesis: que la matriz del hormigón se comporta como un material rígido-plástico y que la fisura se asemeja a un plano del que sobresalen los áridos, asimilados a esferas dispuestas aleatoriamente. Además, la fisura se produce en la matriz del hormigón, alrededor de los áridos, debido a la menor rigidez y resistencia de la matriz en comparación con los áridos, salvo en hormigones de árido ligero.

Según los condicionantes indicados, y conforme se muestra en la Figura 5, se produce un

deslizamiento en el plano de la fisura, generando zonas de contacto entre la matriz de hormigón de una cara de la discontinuidad (en la que puede tener lugar una deformación plástica) y los áridos que sobresalen en la otra cara. Se producirán tensiones en estas zonas de contacto en dirección perpendicular y paralela a la sollicitación de cortante, necesitando en el caso del HRFA la acción de las fibras.

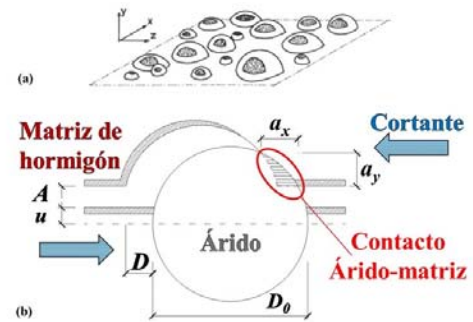


Figura 5. Proyecciones de las áreas de contacto árido-matriz en el engranamiento de áridos: (a) conforme a la teoría de corte-fricción [12] y (b) detalle del contacto árido-matriz de hormigón.

En la Figura 5 se muestra una esfera, que representa a un árido, seccionada por un plano X-Y, estando en contacto con la matriz del hormigón de la cara opuesta de la discontinuidad. Dicho contacto forma unas áreas tanto en el eje X como en el Y, en las cuales se producen tensiones normales y tangenciales. Sumando todas las áreas de contacto árido-matriz en ambos ejes se pueden obtener las tensiones totales tangenciales y normales en la fisura. Para ello se emplean las Ecuaciones (4) y (5).

$$\tau = \sigma_{pu} \cdot (A_y - \mu \cdot A_x) \quad (4)$$

$$\sigma = \sigma_{pu} \cdot (A_x - \mu \cdot A_y) \quad (5)$$

Donde τ es la tensión tangencial, σ la tensión normal, σ_{pu} el límite elástico de la matriz de hormigón, que se puede calcular conforme a la Ecuación (6) [12], A_x y A_y los sumatorios de todas las proyecciones de las áreas de contacto a_x y a_y , por unidad de superficie y μ un coeficiente en función de la rugosidad y rozamiento entre los áridos y la matriz.

$$\sigma_{pu} = 5.83 \cdot f_{cc}^{0.63} \quad (6)$$

Siendo f_{cc} la resistencia a compresión del hormigón obtenida sobre probeta cúbica [4].

De tal forma, con las Ecuaciones (4) y (5) se pueden relacionar los sumatorios de las proyecciones de las áreas de contacto árido-matriz (A_x y A_y), la rugosidad de la interfaz (μ) y el límite elástico de la matriz de hormigón (σ_{pu}) con las tensiones normales y tangenciales generadas por el movimiento relativo de las caras de la discontinuidad.

3.2 Mecanismo del efecto pasador

En la teoría clásica el esfuerzo cortante en el hormigón [11] es absorbido por las barras de acero dispuestas en la discontinuidad. En el HRFA son las fibras las responsables de aportar la resistencia debida. En ambos casos hay una cierta redistribución de tensiones tangenciales en el plano de la fisura.

La teoría de corte-fricción [12] incluyó la acción de refuerzo de las barras de acero en el hormigón. Dicha fórmula ha sido adaptada al caso del HRFA, conforme a la Ecuación (7) [17], para considerar el efecto pasador de las fibras.

$$F_{df} = \frac{(10 \cdot (A + 0.2)^{-1} \cdot D^{0.36} \cdot \sigma_f^{1.75} \cdot f_{cc}^{0.38}) \cdot n_f \cdot \theta}{A_c} \quad (7)$$

Los términos de esta Ecuación son: A la abertura de la fisura (mm), D el deslizamiento a cortante (mm), σ_f el diámetro de una fibra de acero (mm), f_{cc} resistencia del hormigón a compresión (MPa), n_f el número teórico de fibras en la sección resistente, θ el coeficiente de orientación de las fibras [16] y A_c la superficie del hormigón en la interfaz (mm²).

3.3 Secciones fisuradas de HRFA sometidas a cortante

En la Figura 6 se muestran los mecanismos presentes en una sección de HRFA fisurada sometida a cortante. En la discontinuidad tiene que existir equilibrio de fuerzas: la fuerza de cortante producida por la máquina empleada para los ensayos (F_i), la fuerza debida al efecto

pasador de las fibras (F_p), una fuerza que evita la división de la probeta en dos partes y que es normal a la fisura (F_h), las fuerzas debidas al mecanismo de engranamiento de los áridos, paralelas y perpendiculares a la fisura (A_v y A_h) y, para cerrar el polígono de fuerzas, una pequeña fuerza debida al engranamiento de los áridos sueltos en la discontinuidad (F_2). Este último mecanismo no se consideró para el presente estudio.

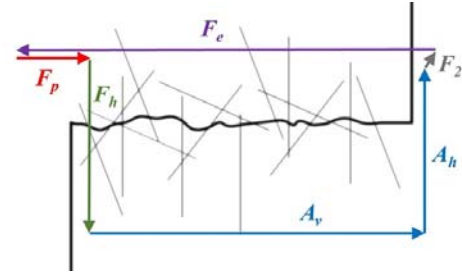


Figura 6. Polígono de fuerzas en una sección fisurada de HRFA sometida a cortante.

El hormigón se fisura debido a la fuerza cortante que se ejerce sobre la probeta, siendo las fibras de acero, aportando una fuerza normal a la discontinuidad, las responsables de evitar la apertura de la discontinuidad. Esta fuerza es función del número de fibras en la sección resistente, de su orientación y de sus propiedades mecánicas. En el caso de las fibras de acero no se produce la rotura de la fibra ya que previamente se produce su arrancamiento de la matriz [18]. Con estas premisas se establece el equilibrio de fuerzas, considerando la capacidad de carga de las fibras, de acuerdo con la Ecuación (8) [17].

$$\sigma_c = \rho_f \cdot \sigma_f \Rightarrow \sigma_f = \frac{\sigma_c}{\rho_f} = \frac{\sigma_{pu} \cdot (A_x - \mu \cdot A_y)}{(n_f \cdot (\pi \cdot \sigma_f^2 / 4) \cdot \theta) / A_c} = \frac{4 \cdot A_c \cdot \sigma_{pu} \cdot (A_x - \mu \cdot A_y)}{n_f \cdot \pi \cdot \sigma_f^2 \cdot \theta} \quad (8)$$

Donde σ_c es la tensión normal que se produce en el HRFA y ρ_f la cuantía de refuerzo de fibras.

3.4 Variables a implementar en el modelo analítico

Las variables adoptadas se pueden agrupar en:

- ✓ Variables relacionadas con las fibras de acero: diámetro, resistencia a tracción, módulo de elasticidad, resistencia a arrancamiento [18], número teórico de fibras en la sección y factor de orientación.
- ✓ Variables relacionadas con el hormigón: resistencia a compresión, relación entre el volumen de los áridos y del hormigón, tamaño máximo del árido, abertura crítica, tamaño de la sección resistente y coeficiente de rozamiento entre las caras de la fisura.

4. Análisis comparativo entre resultados analíticos y experimentales

4.1 Resultados de los ensayos tipo “push-off”

En la Figura 7 se muestra el comportamiento experimental de los dos tipos de HRFA ensayados [13]. En ambos HRFA se puede ver una primera recta de tensión creciente hasta la aparición de la primera fisura (tensión aproximada del 70% de la máxima), punto a partir del cual la pendiente va disminuyendo, hasta el punto máxima tensión. Éstas fueron de 12.0 MPa y 17.3 MPa para el HRFA50 y HRFA35+35, respectivamente. Al respecto de estos valores, se puede indicar que un aumento de 20 kg/m³ de fibras conlleva un aumento del 44% en la resistencia máxima a cortante.

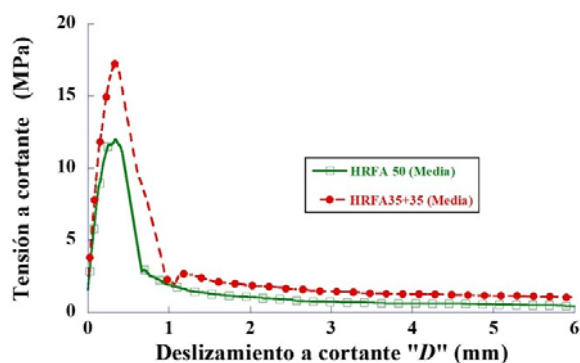


Figura 7. Curvas experimentales de tensión tangencial frente a deslizamiento a cortante.

Superada la tensión máxima, son las fibras las que gobiernan el comportamiento post-

fisuración del hormigón. En ambos hormigones se produce una brusca bajada de tensión resistente, hasta valores cercanos a 2.5 MPa correspondiente a un deslizamiento a cortante de 1 mm. A partir de este punto aparece una rama donde los deslizamientos aumentan, mientras que las tensiones disminuyen de manera muy suave, lo que conlleva una importante ductilidad. En todo momento, el HRFA35+35 tuvo tensiones residuales superiores al HRFA50. Se muestran en la Tabla 3 los valores de tensión tangencial para diversos valores de deslizamiento a cortante.

Tabla 3. Tensiones residuales (MPa) a cortante de los HRFA.

Deslizamiento (D)	HRFA50	HRFA35+35
0.5 mm	8.3	13.1
2.5 mm	0.9	1.6
3.5 mm	0.7	1.3
5.5 mm	0.5	1.1

A partir de las gráficas tensión-deslizamiento se desarrolló la comparativa con el modelo analítico desarrollado, siempre en la zona de tensiones residuales. Es importante recordar que las probetas ensayadas no estaban prefisuradas, mientras que el modelo [12] se basa en probetas no fisuradas durante el ensayo sino con una discontinuidad producida por el hormigonado en dos fases, por lo que el agrietamiento de las experimentales resultó más tortuoso [13] que en el caso de las que tenían la discontinuidad previa. Se presentan los resultados en función del tipo de HRFA analizado, debido a la cantidad de variables que hay que introducir en el modelo de cálculo.

4.2 Estudio analítico-experimental del HRFA50

En la Figura 8 se compara el deslizamiento a cortante frente a la abertura de fisura. Se puede observar el similar comportamiento entre la abertura media experimental frente a la analítica,

hasta un desplazamiento de 2.5 mm. Conviene destacar que la apertura de fisura medida experimentalmente es mayor que la proporcionada por el modelo propuesto por Walraven [12]. Como se ha comentado en el Apdo. 2.3, esto es debido a que el modelo propuesto en la ref. [12] está ajustado para una discontinuidad entre dos hormigones, lo que hace que la discontinuidad sea sensiblemente plana. En los ensayos la discontinuidad se produce por la fractura de un hormigón, por lo que es mucho más irregular y tortuosa, lo que requiere una mayor apertura de la discontinuidad para que se produzca el “cabalgamiento” de las dos superficies al deslizar una sobre otra [13].

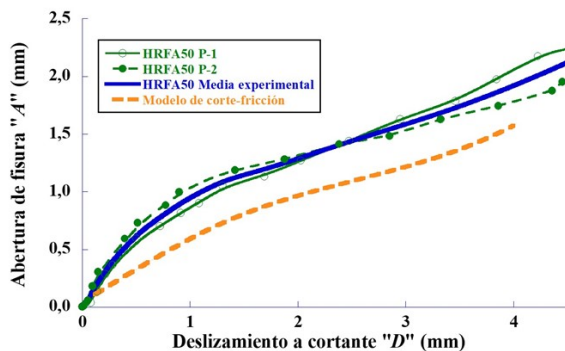


Figura 8. Curvas apertura de fisura frente a desplazamiento a cortante: comparativa experimental-analítica para el HRFA50.

En la Figura 9 se puede ver la tensión tangencial frente al desplazamiento a cortante. Para desplazamientos que oscilan entre 1.5 y 4.3 mm, el comportamiento analítico y experimental medio son muy parecidos. Se han representado los valores de tensión mostrados por cada una de las dos probetas ensayadas y el valor medio para cada desplazamiento. Se puede ver que, excepto en el rango entre 1.0 y 1.2 mm, se obtienen siempre resultados similares. La zona enmarcada en el recuadro de la Figura 9, que corresponde a desplazamientos de 1.5 a 4.3 mm, es en la que la grieta entre los dos hormigones se ha desarrollado por completo y por tanto tiene sentido comparar los resultados experimentales del modelo de corte fricción con los proporcionados por el modelo teórico [12, 13].

En el caso de los ensayos aquí estudiados es necesario que la discontinuidad se genere previamente por fractura del hormigón, por lo que la fase inicial del deslizamiento está gobernada por un modelo de fractura de hormigón bajo cortante, y el modelo de corte-fricción propuesto solo es aplicable una vez que la grieta está completamente desarrollada. Como se puede observar en la Figura 9, la predicción del modelo encaja adecuadamente con la curva tensión-deslizamiento tangencial experimental en la zona gobernada por el comportamiento de corte-fricción.

La diferencia de comportamiento entre las dos probetas mostrada en la Figura 9, aunque pueda parecer elevada no lo es en hormigones reforzados con fibras sometidos a fractura por cortante, donde las orientaciones locales de las fibras y la tortuosidad de la multifisuración, que finalmente se integra en una sola grieta, generan habitualmente dispersiones superiores.

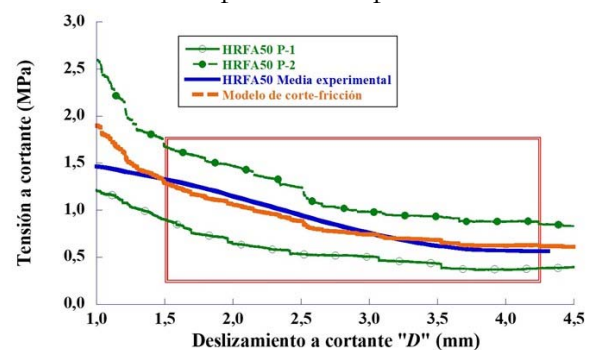


Figura 9. Curva tensión tangencial frente a desplazamiento a cortante: comparativa experimental-analítica para el HRFA50.

4.3 Estudio analítico-experimental del HRFA35+35

El comportamiento del modelo analítico es similar al experimental para valores de desplazamiento de hasta 2.5 mm, como se ve en la Figura 10. La predicción analítica muestra una menor apertura de fisura que la curva experimental para el mismo desplazamiento debido a la no prefisuración de las probetas. Los comentarios hechos a la Figura 8 son de aplicación a la Figura 10.

En lo referente a tensiones a cortante, en el HRFA35+35 la comparación entre el comportamiento experimental y numérico muestra valores parecidos debido a la menor dispersión que existe entre las dos probetas ensayadas.

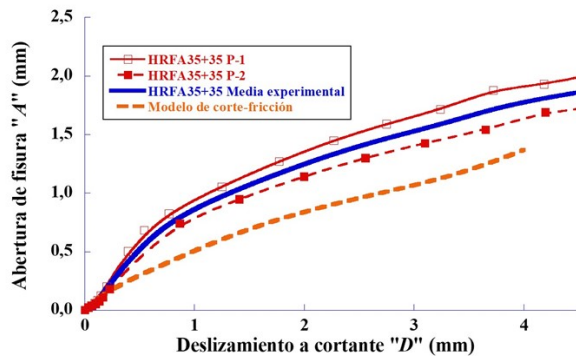


Figura 10. Curvas abertura de fisura frente a deslizamiento a cortante: comparativa experimental-analítica para el HRFA35+35.

En la Figura 11 se puede apreciar cómo el comportamiento analítico, desde 2.0 mm, reproduce con gran fidelidad el comportamiento experimental, manteniéndose parejo hasta un estado cercano al colapso estructural. Los comentarios hechos a la Figura 9 son de aplicación a la Figura 11.

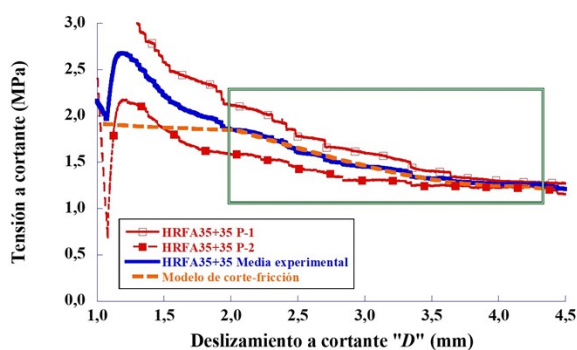


Figura 11. Curvas tensión tangencial frente a deslizamiento a cortante: comparativa experimental-analítica para el HRFA35+35.

5. Conclusiones

La evaluación de la capacidad resistente de hormigones reforzados con fibra de acero (HRFA) sometidos a esfuerzo cortante es un

tema controvertido, ya que no existe unanimidad al respecto de si se pueden emplear tensiones residuales de tracción por flexión para el cálculo de elementos estructurales sometidos a cortante. Se estudiaron dos HRFA, mediante ensayos “push-off”. Se compararon los resultados experimentales con los obtenidos con un modelo analítico, que implementó el comportamiento de las fibras de acero en una fisura sometida a cortante, tomando como base la teoría de Walraven [12]. Los desplazamientos a cortante y la abertura de fisura se registraron mediante un sistema de vídeo-extensometría, lo que permitió comparar los resultados experimentales con los analíticos. Se desarrolló un modelo de corte-fricción adaptado al HRFA que permitió obtener las tensiones tangenciales y normales a la fisura, y evaluar el comportamiento de las fibras de acero en elementos de HRFA sometidos a cortante.

En la comparativa entre los resultados experimentales y analíticos se consiguió un elevado grado de similitud en el rango de deslizamiento a cortante hasta casi los 4.5 mm.

Referencias

- [1] J. A. López, P. Serna, E. Camacho, H. Coll, J. Navarro-Gregori, First ultra-high-performance fibre-reinforced concrete footbridge in Spain: design and construction, *Structural Engineering International*, vol. 24, no. 1, pp. 101-104 (2014), <https://doi.org/10.2749/101686614X13830788505793>.
- [2] A. Conforti, F. Ortiz-Navas, A. Piemonti, G. A. Plizzari, Enhancing the shear strength of hollow-core slabs by using polypropylene fibres, *Engineering Structures*, vol. 207, p. 110172 (2020), <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2020.110172>.
- [3] International Federation for Structural Concrete (fib), *fib Model Code for Concrete Structures*. Lausanne, Switzerland (2020).

- [4] Spanish Ministry of Transport Mobility and Urban Planner, Spanish Structural Code, CE-21. Madrid, Spain (2021).
- [5] C. European Committee for Standardization, Test Method for Metallic Fiber Concrete. Measuring the Flexural Tensile Strength (Limit of Proportionality (LOP), Residual); EN14651:2007+A1 (2007).
- [6] RILEM, Bending Test: Final Recommendations; RILEM TC-162-TDF (2002).
- [7] Y. L. Voo, W. K. Poon, S. J. Foster, Shear strength of steel fiber-reinforced ultrahigh-performance concrete beams without stirrups, *Journal of structural engineering*, vol. 136, no. 11, pp. 1393-1400 (2010), DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000234.
- [8] A. Dev, M. Chellapandian, S. S. Prakash, Effect of Macrosynthetic and Hybrid Fibers on Shear Behavior of Concrete Beams Reinforced with GFRP Bars, *Journal of Bridge Engineering*, vol. 25, no. 7, p. 04020031 (2020), DOI:10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0001557.
- [9] J. Krassowska, M. Kosior-Kazberuk, P. Berkowski, Shear behavior of two-span fiber reinforced concrete beams, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, vol. 19, no. 4, pp. 1442-1457 (2019), <https://doi.org/10.1016/j.acme.2019.09.005>
- [10] F. Ortiz-Navas, J. Navarro-Gregori, G. Leiva, P. Serna, Comparison of macrosynthetic and steel FRC shear-critical beams with similar residual flexure tensile strengths, *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 76, no. 4, pp. 491-503 (2020), <https://doi.org/10.12989/sem.2020.76.4.491>.
- [11] H. P. Taylor, The fundamental behavior of reinforced concrete beams in bending and shear, *Special Publication*, vol. 42, pp. 43-78 (1974).
- [12] J. C. Walraven, Aggregate interlock: a theoretical and experimental analysis (1980).
- [13] Á. Picazo, M. G. Alberti, J. C. Gálvez, A. Enfedaque, Shear slip post-cracking behaviour of polyolefin and steel fibre reinforced concrete, *Construction and Building Materials*, vol. 290, p. 123187 (2021), doi: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2021.123187>.
- [14] M. G. Alberti, A. Picazo, J. C. Gálvez, A. Enfedaque, New Methodological Approach Towards a Complete Characterization of Structural Fiber Reinforced Concrete by Means of Mechanical Testing Procedures, *Applied Sciences*, vol. 10, p. 4811 (18) (2020), doi: 10.3390/app10144811.
- [15] Á. Picazo, J. C. Gálvez, M. G. Alberti, A. Enfedaque, Assessment of the shear behaviour of polyolefin fibre reinforced concrete and verification by means of digital image correlation, *Construction and Building Materials*, vol. 181, pp. 565-578, 8/30/ (2018), doi: <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.05.235>.
- [16] M. G. Alberti, A. Enfedaque, J. C. Gálvez, V. Agrawal, Fibre distribution and orientation of macro-synthetic polyolefin fibre reinforced concrete elements, *Construction and Building Materials*, vol. 122, pp. 505-517 (2016), <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2016.06.083>.
- [17] Á. Picazo, Estudio experimental y numérico del comportamiento a cortante de hormigones reforzados con fibras de poliolefina y acero, Ph. D. Thesis, Technical University Madrid, Madrid, Spain, (2020).
- [18] F. Laranjeira, C. Molins, A. Aguado, Predicting the pullout response of inclined hooked steel fibers, *Cement and Concrete Research*, vol. 40, no. 10, pp. 1471-1487 (2010), <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2010.05.005>.