

## Estudio del comportamiento de vigas de hormigón pretensado reforzado con fibras de acero (HPRF)

Siles, María<sup>1</sup>; Almenar, Martín<sup>1</sup>; Isla, Facundo<sup>1,2</sup>; Luccioni, Bibiana<sup>1,2</sup>

(1) Instituto de Estructuras, Facultad de Ciencias Exactas Tecnología, Universidad Nacional de Tucumán.  
mariasiles96@hotmail.com; malmenar@herrera.unt.edu.ar

(2) Conicet.  
fisla@herrera.unt.edu.ar; bluccioni@herrera.unt.edu.ar

### RESUMEN

La adición de fibras al hormigón mejora el comportamiento a cortante de un elemento estructural. Sin embargo, hay una mayor cantidad de trabajos científicos referidos a la evaluación de los efectos de las fibras en elementos estructurales de hormigón armado que en elementos pretensados. En este trabajo se estudia numéricamente el comportamiento de vigas de HPRF ensayadas a corte por otros investigadores, a fin de evaluar la contribución de las fibras. El objetivo es contribuir al diseño eficiente de este tipo de vigas. Para ello, se modela un ensayo de corte y se calibran los parámetros del modelo constitutivo, comparando los resultados numéricos con los experimentales. Luego, se utiliza el modelo numérico para reproducir el comportamiento de una viga de HPRF ensayada experimentalmente.

### ABSTRACT

The addition of fibers to concrete improves the shear behavior of structural elements. However, there is a greater amount of scientific works related to the evaluation of fibers' effect on reinforced concrete structural elements than in prestressed elements. The behavior of SFRPC beams shear-tested by other researchers is numerically studied in this paper, in order to evaluate the contribution of the fibers. The objective is contributing to the efficient design of this type of beams. For that purpose, a shear test is modeled and the constitutive model parameters are calibrated comparing the numerical and experimental results. Then, the numerical model is used to reproduce the behavior of an experimentally tested SFRPC beam.

Palabras claves: Hormigón Reforzado con Fibras - Hormigón Pretensado - Modelos Numéricos

KEYWORDS: STEEL FIBER REINFORCED CONCRETE - PRESTRESSED CONCRETE - NUMERICAL MODELS

## 1 INTRODUCCIÓN

El hormigón pretensado es conocido por tener un mejor desempeño estructural si se compara con el hormigón armado. La utilización de elementos de hormigón pretensado es conveniente en muchas construcciones, ya que permite lograr la resistencia adecuada en estructuras que necesitan un desarrollo importante en longitud como, por ejemplo, los tramos de un puente. En muchos casos, el uso de pretensado podría evitar la falla por corte que comúnmente ocurre con un colapso repentino.

Según numerosos estudios, la adición de fibras en vigas de hormigón armado tradicional mejora significativamente su comportamiento al corte. Dicha afirmación no puede ser extrapolada directamente al comportamiento de vigas de hormigón pretensado, dado que, si bien la mayoría de los trabajos coinciden en el efecto beneficioso de la adición de fibras de acero, también se encuentran trabajos que documentan un efecto contraproducente.

Esto muestra la necesidad, no solo de seguir investigando en la temática, sino también de un análisis más profundo de los resultados obtenidos hasta el momento. Una alternativa para realizar dicho análisis es la utilización de herramientas numéricas de simulación. Si bien los modelos existentes tienen cierta dificultad para simular adecuadamente la respuesta al corte tanto en elementos de hormigón armado como de hormigón pretensado, resulta de mucho valor el estudio de los mismos para evaluar el rango de validez en el que son capaces de reproducir la respuesta experimental de ensayos de laboratorios y para proponer mejoras en los modelos o en la calibración que ayuden a ampliar dicho rango.

Una vez conocidas estas limitaciones, la modelación numérica permite la simulación de distintas y variadas situaciones que resultan costosas y difíciles de estudiar experimentalmente.

El objetivo general es contribuir al diseño eficiente de vigas de hormigón pretensado reforzado con fibras de acero. Se propone para ello, estudiar numéricamente el comportamiento de vigas de hormigón pretensado reforzado con fibras de acero ensayadas por otros investigadores a los efectos de evaluar la contribución de las fibras.

Con este fin, el trabajo desarrollado tiene los siguientes objetivos parciales: 1) obtener numéricamente la respuesta a nivel material de probetas de hormigón reforzado con fibras sometidas a acción de corte mientras soportan una carga de precompresión utilizando ensayos experimentales de la bibliografía; 2) obtener numéricamente la respuesta de vigas de hormigón pretensado reforzado con fibras de acero ensayadas por otros investigadores.

En términos generales, los modelos constitutivos para Hormigón Reforzado con Fibras (HRF) pueden

clasificarse, según la escala en la que están definidos. En los macro-modelos se representa al material compuesto como un único material con propiedades promedio. Las leyes constitutivas se obtienen a partir de un gran número de ensayos de laboratorio (Isla, 2014).

En este trabajo, las simulaciones numéricas se realizaron por medio del programa Ansys Workbench, utilizando el macro-modelo de Menetrey-Willam.

## 2 MODELO CONSTITUTIVO

Para reproducir el comportamiento del hormigón se utilizó un modelo elastoplástico, en el cual, la relación entre el tensor de tensiones  $\sigma$ , el tensor de deformaciones  $\epsilon$  y el tensor de deformaciones plásticas  $\epsilon^{pl}$  queda dada por:

$$\sigma = C : (\epsilon - \epsilon^{pl}), \quad (1)$$

Donde,  $C$  es el tensor constitutivo elástico de cuarto orden. Para un material elástico, lineal e isótropo como se puede considerar el hormigón en la macro escala, dicho tensor queda determinado mediante el módulo de Young  $E$  y el coeficiente de Poisson  $\mu$ . El incremento de las deformaciones plásticas se calcula mediante la siguiente regla de flujo:

$$\dot{\epsilon}^{pl} = \dot{\lambda} \frac{\partial Q_{MW}}{\partial \sigma}, \quad (2)$$

Donde  $Q_{MW}$  es una función de potencial que se definirá posteriormente y  $\lambda$  es el multiplicador plástico. El multiplicador plástico puede ser determinado mediante las condiciones de carga y descarga que se definen a continuación:

$$f_{MW} \leq 0, \quad \dot{\lambda} \geq 0, \quad f_{MW} \dot{\lambda} = 0, \quad (3)$$

Donde  $f_{MW}$  es la superficie de fluencia. Este modelo utiliza la superficie de fluencia de Menetrey-Willam (1995), que se esquematiza en la Fig. 1. Dentro de dicha superficie, el material tiene un comportamiento elástico, lineal e isótropo. Al alcanzar la misma, el material comienza a experimentar deformaciones plásticas.

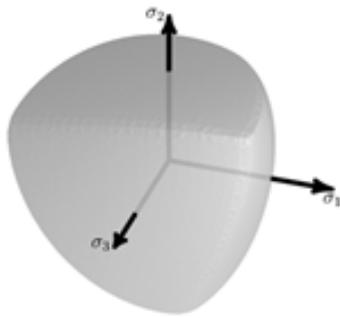


Figura 1. Superficie de Fluencia de Menetrey-Willam.

La superficie de fluencia se define como:

$$f_{MW} = \frac{c_2}{c_3} \left[ \sqrt{\frac{2}{3}} I_1 + r \sqrt{2J_2} \right] + 2J_2 - \frac{1}{c_3}, \tag{4}$$

Donde,  $I_1$  es el primer invariante de  $\sigma$  y  $J_2$  el segundo invariante del tensor desviador de tensiones  $S$ . En la ecuación (4),  $c_2$ ,  $c_3$  y  $r$  dependen de parámetros del material y de las funciones de endurecimiento y ablandamiento:

$$c_2 = \frac{1}{\sqrt{6}} \left[ \frac{1}{R_c} - \frac{1}{R_b} + \frac{R_b - R_t}{R_c^2} \right], \tag{5}$$

$$c_3 = \frac{3}{2} \frac{1}{R_c^2}, \tag{6}$$

$$r = \frac{4(1-\epsilon^2) \cos^2 \theta + (2\epsilon-1)^2}{2(1-\epsilon^2) \cos \theta + (2\epsilon-1) \sqrt{4(1-\epsilon^2) \cos^2 \theta + 5\epsilon^2 - 4\epsilon}}, \tag{7}$$

con:

$$\overline{R}_t = R_t \Omega_{tc}, \quad \overline{R}_c = R_c \Omega_c, \quad \overline{R}_b = R_b \Omega_c, \tag{8}$$

$$\Omega_{tc} = \begin{cases} \Omega_t & \kappa_c \leq \kappa_{cm} \\ \Omega_t \Omega_c & \kappa_c > \kappa_{cm} \end{cases}, \tag{9}$$

$$\epsilon = \frac{R_t}{R_b} * \frac{R_b^2 - R_c^2}{R_c^2 - R_t^2}, \quad e = \frac{1+\epsilon}{2-\epsilon}, \tag{10}$$

$$\cos 3\theta = \frac{3\sqrt{3}}{2} \frac{J_3}{\sqrt{J_2^3}}, \tag{11}$$

Donde:  $R_t$ ,  $R_c$  y  $R_b$  son las resistencias a tracción,

compresión y biaxial respectivamente.  $\Omega_t$  y  $\Omega_c$  son las funciones de endurecimiento y ablandamiento,

las cuales dependen de  $\kappa_t$  y  $\kappa_c$  que son las variables de endurecimiento en tracción y compresión

respectivamente.  $J_3$  es el tercer invariante del tensor

desviador de tensiones  $S$ .

El incremento de las variables de endurecimiento

puede calcularse como:

$$\dot{\kappa}_c = \frac{\alpha_c}{R_c} \sigma \cdot \dot{\epsilon}^{pl}, \tag{12}$$

$$\dot{\kappa}_t = \frac{\alpha_t}{R_t} \sigma \cdot \dot{\epsilon}^{pl}, \tag{13}$$

Donde,  $\sigma \cdot \dot{\epsilon}^{pl}$  representa el incremento del trabajo plástico.  $\alpha_c$  y  $\alpha_t$  son las funciones de peso en compresión y tracción respectivamente definidas como:

$$\alpha_c = 1 - \alpha_t, \tag{14}$$

$$\alpha_t = \begin{cases} 0 & \tan \alpha < -2 \\ \frac{1}{1+e^{-10 \tan \alpha}} & -2 \leq \tan \alpha \leq 2 \\ 1 & \tan \alpha > 2 \end{cases}, \tag{15}$$

$$\tan \alpha = \frac{I_1}{\sqrt{J_2}}. \tag{16}$$

La función de endurecimiento y ablandamiento en compresión se define como:

$$\Omega_c = \Omega_{ci} + (1 - \Omega_{ci}) \sqrt{2 \frac{\kappa_c}{\kappa_{cm}} - \frac{\kappa_c^2}{\kappa_{cm}^2}}, \tag{17}$$

para  $\kappa_c < \kappa_{cm}$ ,

$$\Omega_c = 1 - (1 - \Omega_{cu}) \left( \frac{\kappa - \kappa_{cm}}{\kappa_{cu} - \kappa_{cm}} \right)^2, \tag{18}$$

para  $\kappa_{cm} < \kappa_c < \kappa_{cu}$ ,

$$\Omega_c = \Omega_{cr} + (\Omega_{cu} - \Omega_{cr}) e^{(2 \frac{\Omega_{cu}-1}{\kappa_{cu}-\kappa_{cm}} \frac{\kappa_c - \kappa_{cu}}{\Omega_{cu} - \Omega_{cr}})}, \tag{19}$$

para  $\kappa_c > \kappa_{cu}$ ,

Donde  $\kappa_{cm}$  y  $\kappa_{cu}$  son parámetros del material que corresponden al valor de la variable de endurecimiento en compresión en la transición de sus distintas ramas. En particular  $\kappa_{cm}$  es el valor de la variable de endurecimiento en compresión en el pico de la función  $\Omega_c$  y se produce cuando  $\Omega_c = 1$ .  $\Omega_{ci}$  es el valor inicial de  $\Omega_c$ ,  $\Omega_{cu}$  es el valor correspondiente a  $\kappa_{cu}$  y  $\Omega_{cr}$  es el valor que se tiene cuando  $\kappa_c$  tiende a infinito.

La función de endurecimiento y ablandamiento en tracción se define como:

$$\Omega_t = e^{-\frac{\kappa_t}{\alpha_t}}, \tag{20}$$

$$\alpha_t = \frac{g_{ft}}{R_t}, \tag{21}$$

$$g_{ft} = \max\left(\frac{G_{ft}}{L_i}, \frac{R_t^2}{E}\right), \tag{22}$$

Donde  $G_{ft}$  es la energía de fractura en tracción.  $L_i$  es la longitud efectiva del elemento y debe determinarse de manera que se cumpla la siguiente ecuación:

$$\int_0^\infty \Omega_t d\kappa_t = \frac{g_{ft}}{R_t}. \tag{23}$$

La Fig. 2 muestra la forma típica de las funciones de endurecimiento y ablandamiento en tracción y compresión del hormigón. Dichas funciones pueden ser obtenidas a partir de ensayos de laboratorio en tracción y compresión uniaxial.

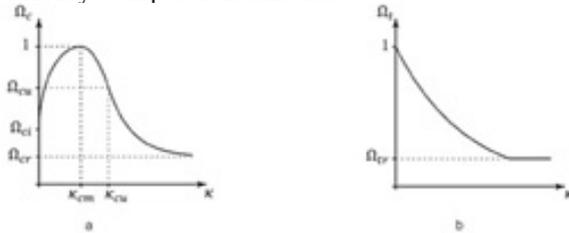


Figura 2. Funciones de endurecimiento y ablandamiento en (a) compresión y (b) tracción.

El modelo utiliza flujo no asociado. La función de potencial se define como:

$$Q_{MW} = 2J_2 + B_g \sqrt{2J_2} + C_g \frac{1}{\sqrt{3}} I_1, \quad (24)$$

$$B_g = \frac{2R_c \tan \Psi - \sqrt{2} R_t}{\sqrt{3}(1 - \sqrt{2} \tan \Psi)}, \quad (25)$$

$$C_g = \frac{B_g}{\sqrt{2}} + \frac{2R_t}{\sqrt{3}}. \quad (26)$$

Donde  $\Psi$  es el ángulo de dilatación.

En resumen, se puede decir que el modelo cuenta con 3 juegos de parámetros que se deben definir:

- Parámetros Elásticos:  $E$  y  $\mu$ .
- Parámetros de la Superficie de Fluencia y Función Potencial:  $R_t$ ,  $R_c$ ,  $R_b$  y  $\Psi$ .
- Parámetros de las funciones de endurecimiento y ablandamiento:  $\kappa_{cm}$ ,  $\kappa_{cu}$ ,  $\Omega_{ci}$ ,  $\Omega_{cu}$ ,  $\Omega_{cr}$ ,  $\Omega_{tr}$  y  $G_{ft}$ .

### 3 REPRODUCCIÓN DEL ENSAYO DE CORTE JSCE MODIFICADO

El trabajo de investigación llevado a cabo por Diaz Fontdevila et al. (2021), muestra que el modelo propuesto por Menetrey-Willam es capaz de representar satisfactoriamente el comportamiento del HRF en corte. Sin embargo, en este trabajo se pretende simular la respuesta del HPRF ante sollicitaciones de corte, por lo que el modelo se evaluó incluyendo el efecto de pretensado para demostrar que también es capaz de reproducirlo adecuadamente.

Para ello, se modeló el ensayo de corte directo JSCE (Japan Society of Civil Engineers) modificado, y se compararon los resultados numéricos con los valores experimentales expuestos por otros investigadores.

En dicho ensayo, el campo de tensiones se mantiene muy cercano al correspondiente a corte puro y, por lo tanto, resulta más fácil relacionar los resultados con la respuesta del material al corte.

Soetens (2015) utilizó para este ensayo un hormigón H50 con fibras de acero de alta resistencia con

ganchos en los extremos (tensión de fluencia  $> 2000 \text{ N/mm}^2$ ). Empleó fibras de dos longitudes diferentes (60mm y 30mm) en combinación con un hormigón autocompactante y un hormigón tradicional. Los contenidos de fibras utilizados fueron 20, 40 y 60 kg/m<sup>3</sup>.

En la Fig. 3 se muestra un esquema de la configuración del ensayo.

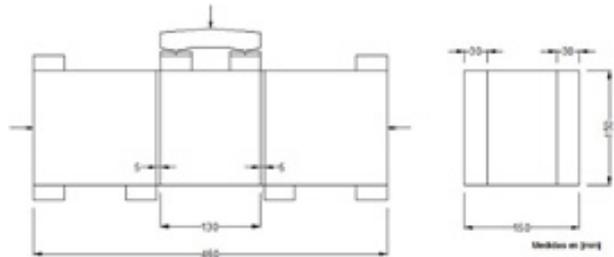


Figura 3. Geometría y condiciones de apoyo del ensayo JSCE modificado.

Para obtener planos de fisura predefinidos, se cortaron verticalmente entallas de 30mm de profundidad a ambos lados del prisma estándar. Por lo tanto, las dimensiones del plano de corte son 90x150mm<sup>2</sup>.

Para investigar el efecto de la presión de confinamiento, se realizaron más modificaciones en la configuración del ensayo. Se aplicó una carga de compresión horizontal constante mediante un gato horizontal.

El modelo 3D utilizado para simular este ensayo se muestra en la Fig. 4. La cara del apoyo que está en contacto con la probeta tiene un contacto friccional, cuyo coeficiente de fricción es igual a 0.3, denominado apoyo (A). Mientras que la cara opuesta, se consideró como apoyo fijo, denominado apoyo (B). Además, el contacto entre la base derecha del dispositivo de carga y el apoyo correspondiente, se modeló sin fricción, denominado apoyo (C). En la Fig. 4 se pueden ver los apoyos (A), (B) y (C). En cuanto a las cargas, para lograr comprimir la probeta se aplicó una presión longitudinal sobre la sección transversal de la misma, y se aplicaron desplazamientos verticales en el borde superior del dispositivo de carga.

En la Fig. 4 se muestra la malla de elementos finitos utilizada. Se emplearon elementos sólidos de orden cuadrático definidos por hexaedros de 20 nodos y tetraedros de 10 nodos, donde cada nodo tiene 3 grados de libertad de desplazamientos. Se puede ver que en la cercanía del plano de falla el refinamiento de la malla aumenta.

En los puntos ubicados a media altura de la entalla izquierda, se midieron los desplazamientos en el eje vertical para poder calcular la diferencia entre ambos valores (desplazamiento vertical relativo entre esos puntos), y luego hacer un promedio con el valor obtenido en la cara posterior de la entalla. Lo mismo se hizo en la entalla derecha y se promediaron los

valores. Estos puntos se indican en la Fig. 4.

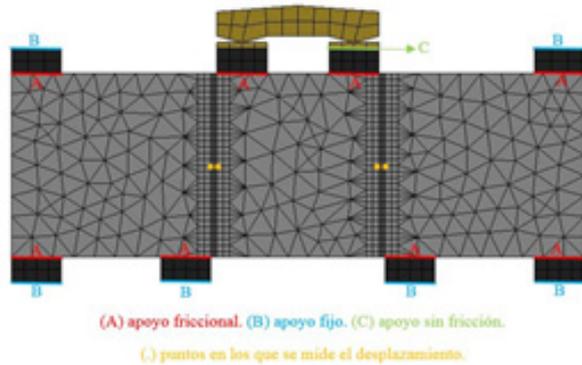


Figura 4. Modelo 3D utilizado.

Se realizó el ajuste de la respuesta experimental (sin la carga de compresión horizontal) del hormigón autocompactante sin fibras y con 40 kg/m<sup>3</sup> de fibras de acero de 60mm de longitud. Los parámetros calibrados se muestran en la Tabla 1.

Tabla 1. Parámetros del modelo de HS y HRF40.

|           | HS    | 40kg/m <sup>3</sup> |
|-----------|-------|---------------------|
| E [Mpa]   | 35000 | 35000               |
| M         | 0.2   | 0.2                 |
| Rc [MPa]  | 50    | 50                  |
| Rt [MPa]  | 4.8   | 5.5                 |
| Rb [MPa]  | 58    | 58                  |
| ψ [°]     | 10    | 10                  |
| kcm       | 0.010 | 0.010               |
| kcu       | 0.020 | 0.030               |
| Ωci       | 0.33  | 0.33                |
| Ωcu       | 0.7   | 0.99                |
| Ωcr       | 0.15  | 0.20                |
| Gft [N/m] | 40    | 800                 |
| Ωtr       | 0.15  | 0.2                 |

En la Fig. 5 se presentan las curvas tensión de corte-desplazamiento obtenidas.

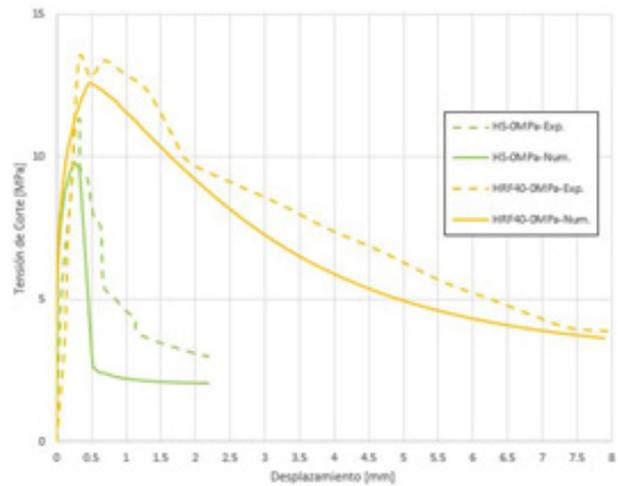


Figura 5. Curvas Tensión de corte-desplazamiento HS y HRF40.

Luego, en el modelo del HRF40 se introdujo una carga de precompresión de 5 y 10MPa, y se simularon los ensayos de corte.

Las Fig. 6 muestra las curvas tensión de corte-desplazamiento obtenidas y su comparación con los resultados experimentales (Soetens, 2015). Al aumentar las tensiones normales, se obtiene un aumento de las tensiones de corte en todo el rango de deslizamiento considerado.

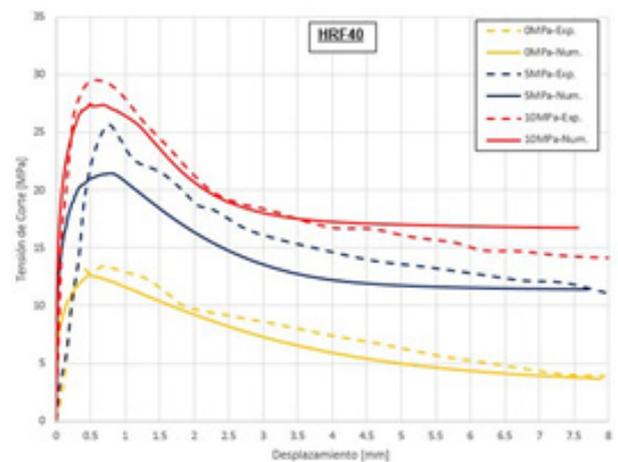


Figura 6. Respuesta al corte HRF40.

En la Fig. 7 se presenta el mapa de deformaciones plásticas equivalente de una de las probetas. La falla generalizada del plano de la entalla, se presenta una vez que en la parte superior de la entalla se alcanzan tensiones de compresión (en dirección longitudinal) superiores al límite.

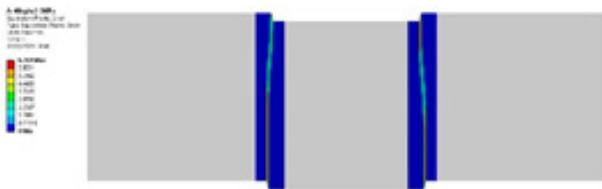


Figura 7. Mapa de deformaciones plásticas equivalentes. HRF40-5MPa. Deformada x1.

#### 4 APLICACIÓN DEL MODELO PARA VIGAS DE HPRF

En esta sección se verificó si el modelo numérico es capaz de reproducir la respuesta de vigas de Hormigón Pretensado (HP) y HPRF realizadas por otros investigadores, cuya configuración conduce a una falla por corte. Para ello, se utilizaron los ensayos experimentales de Cho et al. (2009).

La geometría de las vigas ensayadas se ilustra en la Fig. 8 (Cho et al., 2009). En cada viga se utilizó un total de 6 cordones de pretensado de  $\phi=12.7\text{mm}$  (ASTM A416, resistencia a tracción de 1860MPa, relajación normal). Se aplicó un pretensado inicial de 1303MPa a cada cordón. Una vez producidas las pérdidas de tensión, tanto las debidas al hormigón como las debidas al acero, el valor del pretensado efectivo fue de 1034MPa, por lo que la suma de todas las pérdidas fue de aproximadamente un 20%. Se utilizó acero no pretensado adicional (7  $\phi=25.4\text{mm}$  distribuidos en dos capas en la fibra inferior, y 2  $\phi=12.7\text{mm}$  en la fibra superior), con tensión de fluencia de 420MPa, para prevenir fallas prematuras por flexión.

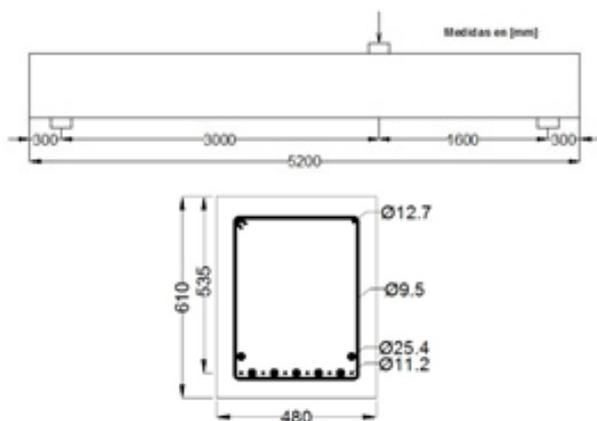


Figura 8. Geometría y condiciones de apoyo del ensayo.

El tramo más largo se reforzó con estribos de  $\phi=9.5\text{mm}$  cada 200mm (Fig. 9) para asegurar que la falla por corte ocurriera en el tramo de corte bajo investigación. La relación entre la longitud del tramo de corte y la altura útil es igual a 3.

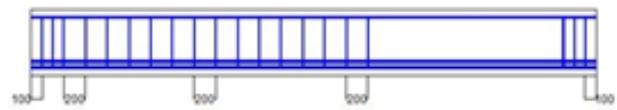


Figura 9. Disposición de armaduras.

Además, las fibras de acero utilizadas tenían extremos en forma de gancho, una relación de aspecto de 80 ( $l_f = 61\text{mm}$ ,  $d_f = 0,76\text{mm}$ ) y una resistencia a la tracción de 1048MPa. Se incorporó  $60\text{kg/m}^3$  de fibras.

El programa no brinda la posibilidad de modelar solo el cordón de pretensado, después añadir el hormigón y luego soltar el cordón; sino que se modela todo junto desde el comienzo. Entonces, para simular el efecto del pretensado, se introduce una variación de temperatura negativa en los cordones. Esto hace que los mismos tiendan a acortarse, pero el hormigón se lo impide. Finalmente para alcanzar el equilibrio, los cordones se traccionan y el hormigón se comprime, logrando así modelar el comportamiento del hormigón pretensado.

El trabajo experimental mostraba indicios de deslizamiento de la armadura, para tener en cuenta este efecto, se redujo un 25% el módulo elástico del acero. Es decir, se utilizó  $E=150\text{GPa}$ .

Para la resistencia especificada a la compresión del hormigón,  $f'_c$ , se utilizó un 80% del valor informado por los investigadores (63MPa), ya que surgió de ensayar probetas prismáticas.

Por otro lado, para evitar la concentración de tensiones en las caras externas de la viga, se agregó un bloque de hormigón con comportamiento elástico lineal en ambos extremos.

Por último, cabe señalar que, si bien cada uno de los cordones de pretensado es de  $\phi=12.7\text{mm}$ , en el programa se modelaron barras con un diámetro equivalente de 11.2mm, que proporcionan el valor del área nominal correspondiente a ese cordón ( $98,71\text{mm}^2$ ).

Se utilizaron elementos finitos lineales. Para el hormigón se utilizaron elementos sólidos hexaédricos de 8 nodos, mientras que para las armaduras se emplearon elementos de barra de 2 nodos. La vinculación entre los elementos de hormigón y los elementos de acero se especifica con la coincidencia de nodos entre ambos elementos, para que exista compatibilidad en los desplazamientos. Las Figs. 10 y 11 muestran las mallas de elementos finitos adoptadas.

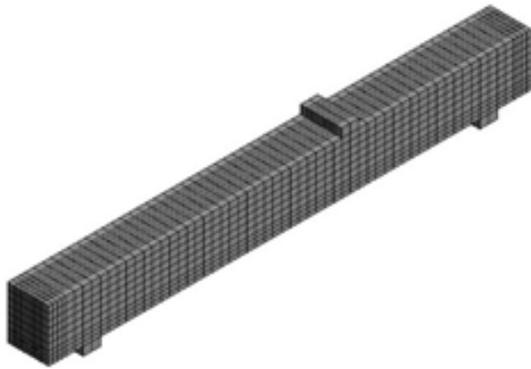


Figura 10. Malla de elementos finitos para el hormigón.

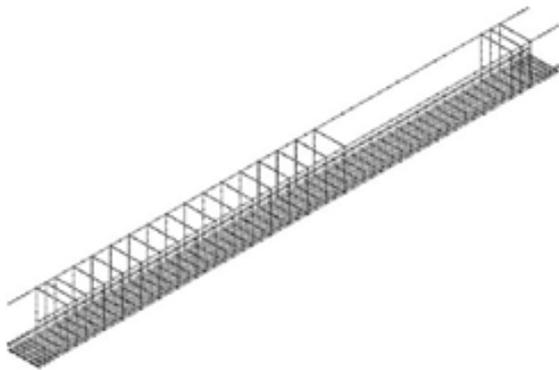


Figura 11. Malla de elementos finitos para las barras de acero.

En la Tabla 2 se indican los parámetros calibrados para el HP y para el HPRF.

Tabla 2. Parámetros del modelo de HP y HPRF.

|               | HP     | HPRF |
|---------------|--------|------|
| E [MPa]       | 35000  |      |
| $\mu$         | 0.2    |      |
| Rc [MPa]      | 50     |      |
| Rt [MPa]      | 2      | 3    |
| Rb [MPa]      | 58     |      |
| $\psi$ [°]    | 6      |      |
| Kcm           | 0.0005 |      |
| Kcu           | 0.005  | 0.05 |
| $\Omega_{ci}$ | 0.4    |      |
| $\Omega_{cu}$ | 0.65   |      |
| $\Omega_{cr}$ | 0.05   | 0.5  |
| Gft [N/m]     | 20     | 1200 |

| $\Omega_{tr}$ | 0.05 | 0.5 |
|---------------|------|-----|
|---------------|------|-----|

El desplazamiento vertical se midió en la cara inferior de la sección de la viga donde se aplica la carga. Las curvas carga-desplazamiento obtenidas se muestran en la Fig. 12.

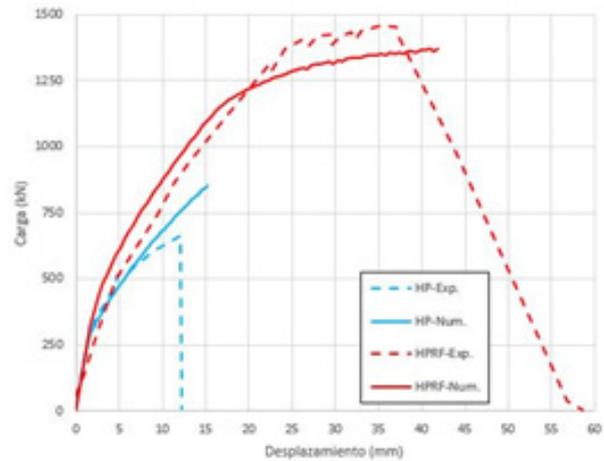


Figura 12. Curvas carga-desplazamiento del HP y HPRF.

Se puede considerar que los resultados numéricos reproducen satisfactoriamente los resultados experimentales.

En las Figs. 13 y 14 se presentan los mapas de deformaciones plásticas equivalentes que muestran de forma cualitativa, la localización de las fisuras.

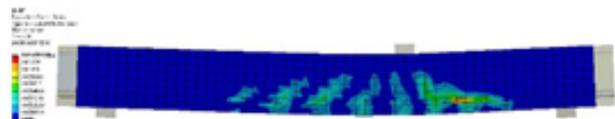


Figura 13. Mapa de deformaciones plásticas equivalentes del HP. Deformada x5.

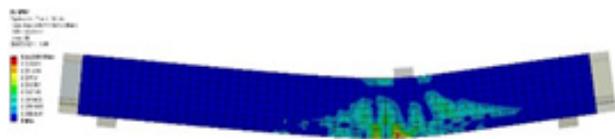


Figura 14. Mapa de deformaciones plásticas equivalentes del HPRF. Deformada x5.

Se puede observar en la Fig. 13 la falla característica por corte. Al agregar fibras (Fig. 14), se genera un patrón de fisuración más distribuido, debido a la acción de costura de las mismas, y el mecanismo de falla se aproxima más a la flexión.

## 5 CONCLUSIONES

Según los resultados obtenidos con la simulación numérica del ensayo de corte JSCE modificado, se puede decir que:

- El modelo numérico es capaz de reproducir satisfactoriamente el comportamiento a nivel material durante la falla por corte.
- Los valores experimentales muestran un incremento del valor de la carga pico al incorporar fibras. Dicho incremento se modela con una mayor resistencia a tracción.
- Se observa la relación entre la resistencia al corte y los puntos postpico de la función de endurecimiento y ablandamiento en compresión del hormigón ( $\kappa_{cu}$ ,  $\Omega_{cu}$  y  $\Omega_{cr}$ ), ya que dichos valores son mayores para el HRF40.

Según los resultados obtenidos con la simulación numérica del comportamiento de vigas de HP y HPRF ante falla por corte, se puede decir que:

- Se observa el efecto de la incorporación de fibras sobre la resistencia y ductilidad del hormigón ante esfuerzos de corte. La resistencia al corte de la viga de HPRF mejoró considerablemente mediante la adición de fibras de acero, y se obtuvo una mayor ductilidad en comparación con la viga de HP.
- Al agregar fibras, los mapas de deformaciones plásticas equivalentes muestran un patrón de fisuración más distribuido, debido a la acción de costura de las mismas.
- Al adicionar fibras, las tensiones en las barras longitudinales aumentan. Por lo tanto, las fibras permiten que el mecanismo de falla de la viga se aleje de un mecanismo de falla por corte y se acerque a un mecanismo de falla por flexión.

*Girders*, Faculty of Engineering and Architecture-Ghent University-Belgium, 2015.

## 6 AGRADECIMIENTOS

Los autores de este trabajo agradecen a la UNT (PIUNTE/623) y al CONICET por el apoyo brindado.

## 7 REFERENCIAS

Cho J-S., Lundy J., Chao S-H., *Shear Strength of Steel Fiber Reinforced Prestressed Concrete Beams*, 1058-1066, 2009.

Diaz Fontdevila M., Almenar M., *Diseño a corte de elementos de hormigón armado con fibras de acero*, Proyecto Final de Carrera de Ingeniería Civil-FACET-UNT, 2021.

Dmitriev A., Novozhilov Y., Mikhalyuk D., Lalin V., Calibration and Validation of the Menetrey-Willam Constitutive Model for Concrete. *Construction of Unique Buildings and Structures*, 88, 2020.

Isla Calderón F., *Modelo para hormigones reforzados con fibras de acero*, Tesis Doctoral-FACET-UNT, 2014.

Soetens T., *Design Models for the Shear Strength of Prestressed Precast Steel Fibre Reinforced Concrete*