

Estudio numérico probabilístico de la capacidad resistente de tubos de HRFA con distribución aleatoria de fibras

Probabilistic numerical assessment of the bearing capacity of SFRC pipes with random fiber distribution

Facundo Luis Ferrado (*), Mario Raúl Escalante (**), Viviana Carolina Rougier (***)

RESUMEN

En este trabajo, se presenta un estudio numérico para evaluar la capacidad de carga de tubos de HRFA considerando una orientación y distribución de fibras aleatoria. Para ello, se simuló el ensayo de tres aristas a través de un modelo de elementos finitos 3D en combinación con el método de Monte Carlo. Las fibras son representadas como elementos discretos distribuidos aleatoriamente en la masa de hormigón. El fenómeno de arrancamiento es considerado a través de una modificación del modelo constitutivo del acero. Además, se realizó un estudio paramétrico considerando variaciones en el dosaje de fibras y la clase de hormigón. Los resultados mostraron que la aleatoriedad en la distribución y orientación de las fibras afecta significativamente la carga máxima alcanzada con los tubos de HRFA. Sin embargo, esta carga máxima no varía sensiblemente cuando la distribución sigue una función de probabilidad uniforme, siendo la clase de hormigón el parámetro predominante.

Palabras clave: tubos de drenaje; HRFA; simulación Monte Carlo; estudio numérico; distribución aleatoria de fibras; estudio paramétrico.

ABSTRACT

In this paper, a numerical study is carried out to assess the bearing capacity of SFRC pipes considering random orientation and distribution of the fibers. For this purpose, the three edge bearing test (TEBT) is simulated through a 3D finite element model in combination with the Monte Carlo method. The fibers are represented as discrete elements randomly distributed in the concrete mass. The pull-out phenomenon is considered by means of a modification of the steel constitutive model. In addition, a parametric study considering variations in the dosage of fibers and concrete class is conducted. Results shown that the randomness in the distribution and orientation of the fibers significantly affects the maximum load achieved by SFRC pipes. However, this maximum load does not vary significantly when the fiber distribution follows a uniform probability function; in this case the concrete class is the predominant parameter.

Keywords: drainage pipes; SFRC; Monte Carlo simulation; numerical analysis; random fiber distribution; parametric study.

(*) Ingeniero Civil. Universidad Tecnológica Nacional, Concepción del Uruguay (Argentina).

(**) Doctor en Ingeniería, Ingeniero Civil. Universidad Autónoma de Entre Ríos, Concepción del Uruguay (Argentina).

(***) Doctora en Ingeniería, Ingeniera Civil. Universidad Tecnológica Nacional, Concepción del Uruguay (Argentina).

Persona de contacto/Corresponding author: ferradof@frcu.utn.edu.ar (F.L. Ferrado)

ORCID: <https://orcid.org/0000-0002-2016-9722> (F.L. Ferrado); <https://orcid.org/0000-0002-0633-009X> (M.R. Escalante); <https://orcid.org/0000-0003-2252-4350> (V.C. Rougier).

Cómo citar este artículo/Citation: Facundo Luis Ferrado, Mario Raúl Escalante, Viviana Carolina Rougier (2023). Estudio numérico probabilístico de la capacidad resistente de tubos de HRFA con distribución aleatoria de fibras. *Informes de la Construcción*, 75(569): e479. <https://doi.org/10.3989/ic.90428>

Copyright: © 2023 CSIC. Este es un artículo de acceso abierto distribuido bajo los términos de la licencia de uso y distribución Creative Commons Reconocimiento 4.0 Internacional (CC BY 4.0).

Recibido/Received: 14/07/2021
Aceptado/Accepted: 09/06/2022
Publicado on-line/Published on-line: 10/04/2023

1. INTRODUCCIÓN

El uso de HRFA para la elaboración de tubos de hormigón implica una serie de mejoras relacionadas al desempeño de este material tanto desde el punto de vista económico como técnico. Con la adición de fibras se logra un apreciable incremento de varias propiedades mecánicas del hormigón, por ejemplo ductilidad y tenacidad.

Los factores principales que influyen en el desempeño mecánico del HRFA en elementos estructurales son la cantidad de fibras (dosaje), su esbeltez (relación largo/diámetro) y la calidad de la matriz de hormigón (1-3). Otro factor importante es la orientación y la distribución de las fibras en la masa de hormigón (4-6). La orientación y distribución dependen, entre otros factores, del asentamiento del hormigón, de la forma del encofrado, de la dirección de colado y los métodos de compactación (7, 8). De esta forma, una alineación de las fibras en la misma dirección de las tensiones principales máximas ofrecerá la mayor eficiencia resultando en una mayor resistencia en relación a una alineación aleatoria, mientras que una alineación perpendicular a la dirección de las tensiones principales máximas no ofrecerá ninguna contribución a la resistencia (9-10).

Varios autores (11-16) han estudiado este tema previamente a nivel material, analizando las causas de los cambios en la orientación y distribución de las fibras así como también la influencia que estos cambios producen en varias propiedades del material. Sin embargo, hay poca información en la literatura actual acerca de como estos cambios pueden afectar la resistencia mecánica de tubos de hormigón. En este sentido, varios modelos predictivos han sido desarrollados acerca del posicionamiento y número de fibras encontradas en secciones críticas del elemento estructural (17-19). Estos fueron diseñados para hormigón autocompactante, y la mayoría de ellos están basados en especímenes de laboratorio y no en estructuras a escala real. Como se mencionó anteriormente, la forma y el tamaño de los moldes y encofrados tienen una importante influencia en la distribución de las fibras. Otros autores han estudiado este tema en otros elementos estructurales como losas y elementos de pared delgada y concluyeron que, aunque el tipo y la geometría de la fibra influye en la distribución, la geometría del elemento estructural parece ser el principal factor a considerar (20, 21).

Todos estos hallazgos revelan la necesidad de continuar estudiando la orientación y distribución de las fibras en diferentes tipologías de estructuras en las cuales no hay un mayor control de estas variables, entre ellas, los tubos de hormigón. Por esta razón, se llevó a cabo un estudio numérico para contribuir a un mejor entendimiento del comportamiento mecánico de tubos de HRFA. Para lograr esto, se propuso un modelo numérico 3D para el HRFA, aplicado a tubos de drenaje. Este modelo tiene en cuenta la aleatoriedad de la distribución y orientación de las fibras en la matriz de hormigón, la geometría de las fibras así como también el fenómeno de arrancamiento.

En este trabajo, se propone un modelo de 2 fases para modelar el comportamiento del HRFA. Se define el hormigón simple y luego las fibras son introducidas como elementos discretos tipo alambre. Las fibras son generadas en un espacio multidireccional a través de un algoritmo de muestreo

que determina aleatoriamente la orientación y posición de cada fibra.

Luego, un modelo numérico para el ensayo de tres aristas es implementado en un software de análisis por elementos finitos. Este ensayo estandarizado es el utilizado para evaluar la capacidad de carga y así diseñar los tubos de hormigón. En el caso de tubos enterrados, la carga obtenida en el laboratorio se relaciona con la carga obtenida en el campo a través de un factor empírico llamado "bedding factor", ampliamente discutido por Alzabeebee et. al. (22).

Finalmente, con la ayuda del método Monte Carlo, se llevó a cabo un estudio probabilístico de la capacidad resistente de los tubos que permite analizar la influencia de la orientación y distribución de las fibras en dicha capacidad. Se consideró una distribución y orientación aleatoria siguiendo una función de probabilidad uniforme. Además, se realizó un estudio paramétrico para analizar la influencia del dosaje de fibras y la calidad de hormigón en la resistencia de los tubos.

Mediante el estudio de casos ideales se concluye que la distribución y orientación de las fibras afecta significativamente la carga máxima alcanzada por los tubos de HRFA, sin embargo en los casos que la distribución sigue una función de probabilidad uniforme, la calidad del hormigón es el factor predominante.

2. SIMULACIÓN DEL ENSAYO DE TRES ARISTAS

Un modelo tridimensional fue construido para simular el ensayo de 3 aristas. Los procedimientos del ensayo están especificados por la norma IRAM 11513 (23). El ensayo consiste en la aplicación de una carga monotónica cuasi-estática a lo largo de la corona del tubo hasta alcanzar la carga máxima. La disposición del ensayo incluye el sistema de apoyo superior consistente en una banda de goma de 25 mm. de espesor y el apoyo inferior materializado con dos bandas de goma de 25 mm. de espesor separadas 50 mm. entre sí como se muestra en la Figura 1.

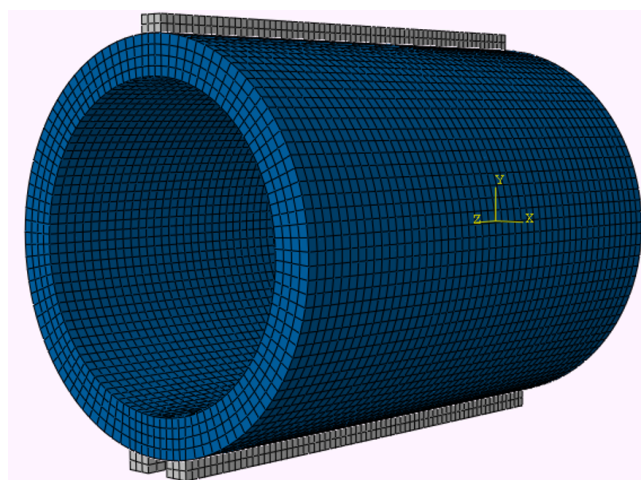


Figura 1. Modelo de elementos finitos del ensayo de tres aristas.

Algunos autores simularon este ensayo anteriormente usando análisis por elementos finitos. Por ejemplo, De la Fuente

(24), presentó un modelo llamado MAP o Mechanical Analysis of Pipes como una base para una metodología de diseño de tubos de HRFA, el cual está basado en el uso de un modelo numérico que simula la respuesta mecánica de tubos de hormigón reforzado con fibra sometidos al ensayo de tres aristas.

En su trabajo, Mohamed y Nehdi (25) proponen un modelo de elementos finitos 3D no lineal para simular el ensayo de tres aristas. Los resultados obtenidos son usados para recomendar un tipo y dosaje de fibras óptimo para satisfacer una cierta clase resistente. Sin embargo, estos trabajos modelan al HRFA como un material homogéneo, por lo cual las fibras no están explícitamente definidas dentro de la masa de hormigón y los efectos de la distribución y orientación de las mismas o el efecto de arrancamiento no son considerados.

En este trabajo, el HRFA fue modelado como un material de dos fases en el cual las fibras son discretizadas dentro de la masa de hormigón. El modelo propuesto fue implementado en el software de elementos finitos ABAQUS®.

2.1. Modelo de hormigón simple

Un modelo de daño-plasticidad llamado Concrete Damaged Plasticity (CDP) es usado para representar el comportamiento del hormigón. Este supone que los dos principales mecanismos de falla son fisuración por tracción y aplastamiento por compresión. Mayores detalles de este modelo y los valores para los parámetros de plasticidad adoptados pueden encontrarse en el trabajo de Ferrado et. al. (26).

Los valores para estos parámetros se establecieron de acuerdo a estudios previos sobre plasticidad en hormigones reforzados con fibras (27, 28).

2.1.1. Comportamiento a compresión

Para representar el comportamiento a compresión del hormigón se utilizó un modelo constitutivo propuesto por el FIB MODEL CODE 2010 (29). Este modelo propone el diagrama tensión-deformación mostrado en la Figura 2.

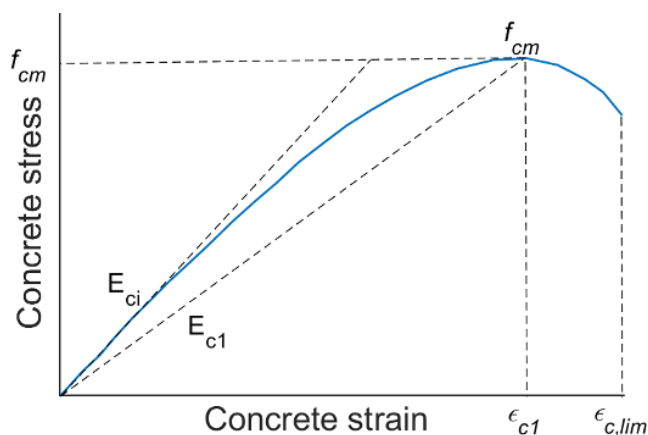


Figura 2. Curva tensión-deformación en compresión para hormigón simple de acuerdo a FIB MODEL CODE 2010.

Las ecuaciones que describen los diagramas pueden encontrarse en el código modelo (29).

Para deformaciones mayores a $\epsilon_{c,lim}$, la rama descendiente del diagrama tensión-deformación puede ser aproximada por una línea recta. Las coordenadas del punto final de esta línea recta están dados por $\sigma = 0.2 \cdot \sigma_c$ y $\epsilon = \eta \cdot \epsilon_{c,lim}$, donde η (coeficiente de deformación pico) es función de la clase resistente del hormigón y está dado en la Tabla 1.

Tabla 1. Coeficiente de deformación pico para distintas clases de hormigón.

Clase de Hormigón	C20	C40	C60	C80
η	3	2	1.5	1

2.1.2. Comportamiento a tracción

De forma similar, una relación bilineal tensión-apertura de fisura de acuerdo a la Figura 3 es adoptada para modelar el comportamiento uniaxial a tracción.

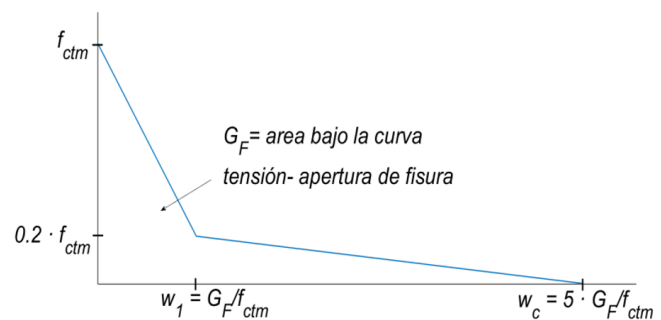


Figura 3. Curva tensión-apertura de fisura en tracción para hormigón simple de acuerdo a FIB MODEL CODE 2010.

En este trabajo, el módulo de elasticidad E_c , la resistencia a tracción f_{ctm} y la energía de fractura G_f fueron estimadas a partir de las ecuaciones [1], [2] y [3] respectivamente, que se basan en la resistencia a compresión la cual fue determinada experimentalmente.

$$[1] \quad E_c = 4700 \cdot \sqrt{f'_c} \quad (\text{MPa})$$

$$[2] \quad f_{ctm} = 0.3 \cdot (f'_c)^{\frac{2}{3}} \quad (\text{MPa})$$

$$[3] \quad G_f = 73 \cdot f_{cm}^{0.18} \left(\frac{N}{mm} \right)$$

donde:

f'_c es la resistencia caract. a compresión del hormigón en MPa.

f_{cm} es la resistencia media a compresión del hormigón en MPa.

2.2 Modelo de acero basado en el arrancamiento de fibras

Para el modelo constitutivo de las fibras de acero, se adoptó una aproximación propuesta por los autores Soetens y Mathys (30) basada en el arrancamiento de una fibra en solitario. Los principales parámetros que influyen sobre el arrancamiento fueron implementados a través de un modelo semi-analítico descrito por Van Gysel (31). Este modelo provee las relaciones

entre carga de arrancamiento y deslizamiento de las fibras. Sin embargo, esas curvas carga-deslizamiento no pueden ser implementadas directamente en el modelo de elementos finitos, entonces estos valores deben ser convertidos en curvas tensión-deformación equivalentes. Se utilizó una ley bilineal para describir macroscópicamente el mecanismo de tensión de vínculo-arrancamiento existente en la interfaz entre las fibras y el hormigón. Esta ley bilineal es mostrada en la Figura 4.

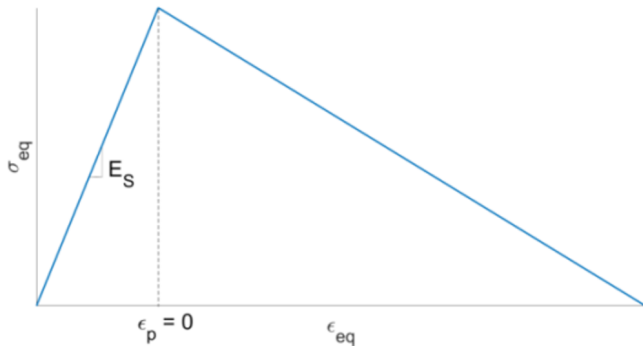


Figura 4. Curva bilineal carga de arrancamiento-deslizamiento.

La porción plástica de esta curva puede ser obtenida usando las ecuaciones [4] y [5].

$$[4] \quad \varepsilon_{eq} = \frac{w}{L_f} \cdot \cos \theta (w),$$

$$[5] \quad \sigma_{eq} = \frac{F_{iU}}{A_f} \cdot \frac{1}{\cos \theta (w)},$$

donde w representa la distancia de arrancamiento considerada equivalente a una apertura de fisura, L_f es la longitud de cada fibra y A_f es la sección transversal. La variable dirección de arrancamiento ($\theta (w)$) está dada por la ecuación [6]:

$$[6] \quad \theta (w) = \arctan \left(\frac{L_f \cdot \text{sen}(\theta_0)}{L_f \cdot \text{cos}(\theta_0) + w} \right).$$

En esta última ecuación, θ_0 es el ángulo de inclinación inicial según Laranjeira (11). Se asumió un ángulo de inclinación inicial de $\theta_0 = 45^\circ$ basado en información encontrada en la literatura (18, 32-34). La carga de arrancamiento según Wille y Naaman (35) es obtenida mediante la ecuación [7]:

$$[7] \quad \tau_{av} = \left(\frac{F_{iU}}{\pi \cdot d_f \cdot L_E} \right),$$

donde τ_{av} es la tensión de vínculo fibra-matriz, d_f es el diámetro de la fibra y L_E es la longitud de la fibra embebida en la matriz. Para esta longitud, se adoptó un valor promedio dado por la expresión provista por Laranjeira (11). La tensión de vínculo fibra-matriz se obtuvo de la expresión dada por Voo y Foster (36). Los valores adoptados para L_E y τ_{av} se muestran en la Tabla 2.

Tabla 2. Longitud embebida y tensión de vínculo fibra-matriz.

Tipo de fibra	L_E max (mm.)	L_E promedio (mm.)	Tens. de vínculo τ_{av} (MPa)
Recta	$L_f/2$	$L_f/4$	$0.396 \cdot \sqrt{f'_c}$
Extremo de gancho	$L_f - 7.5$	$L_f - 7.5/2$	$0.825 \cdot \sqrt{f'_c}$

2.3. Distribución aleatoria de fibras

La posición de cada fibra de longitud L_f está perfectamente determinada por las coordenadas de su punto medio O' y su vector dirección. Las coordenadas del punto medio (u, v, w) expresadas en coordenadas cilíndricas indican su posición y el par de ángulos ($\theta; \phi$), con $0 \leq \theta \leq \pi$ y $0 \leq \phi \leq 2\pi$ determinan la orientación de la fibra. La Figura 5 muestra estos parámetros en un sistema coordenado.

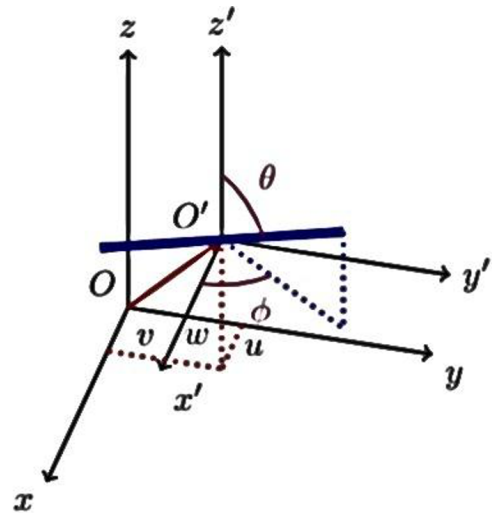


Figura 5. Sistema de coordenadas para las fibras de acero.

El número de fibras que hay en un tubo queda determinado por el dosaje, el número de fibras por kilogramo y el volumen del tubo. Este número de fibras servirá como parámetro de entrada de un algoritmo de muestreo desarrollado por los autores para generar aleatoriamente la posición y la orientación de cada fibra dentro del tubo. Las fibras están definidas como elementos rectos cuya longitud y sección transversal está determinada. El algoritmo es implementado como una secuencia de código Python la cual es ejecutada por ABAQUS.

Un ejemplo de una nube de fibras generada por medio de este algoritmo se muestra en la Figura 6.

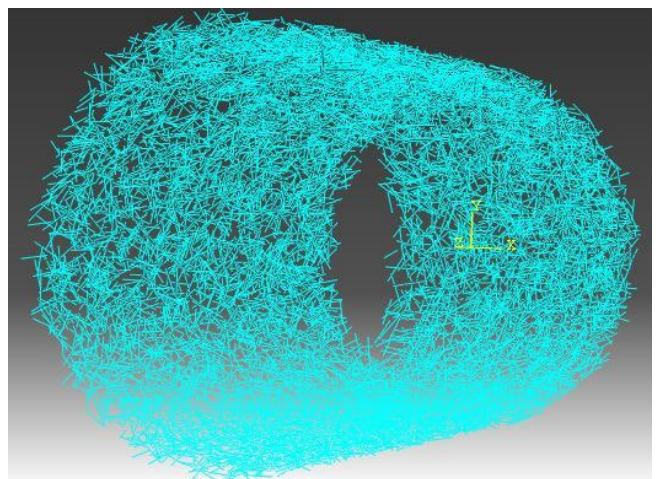


Figura 6. Nube de fibras con orientación y distribución aleatoria.

2.4. Soportes de goma

La norma IRAM 11503 (37) especifica que los soportes para el tubo deben ser bandas de goma con una dureza Shore de 50 ± 5 . Los materiales como el caucho se modelan como hiperelásticos, es decir, como elásticos no lineales. Aquí se usó el modelo hiperelástico de Neo-Hooke. Mayores detalles sobre la modelación de este material pueden encontrarse en (26).

2.5. Modelo de elementos finitos

Para construir la malla de elementos finitos, se usaron elementos de integración reducida tetraédricos de 8 nodos (C3D8R en la librería de elementos de ABAQUS) mientras que para el mallado de las fibras se usaron elementos 3D de tipo barra lineales de 2 nodos (T3D2). La interacción entre el hormigón y las fibras se estableció como una restricción de tipo embebido. En este tipo de restricción, si un nodo embebido está dentro de un elemento “huésped”, los grados de libertad en el nodo son eliminados y el nodo se convierte en un “nodo embebido”. Se adoptó este tipo de restricción ya que es casi inabordable modelar explícitamente la interfaz fibra-hormigón para cada fibra. De todas formas, si el modelo fuera construido de esa manera resultaría demasiado costoso computacionalmente. La interacción entre el tubo y los apoyos superiores e inferiores se modeló como adherencia perfecta. Las bandas de goma que sirven de apoyo están fijadas en su parte inferior para evitar giros o movimientos de traslación. Se adoptó un tamaño global para la malla de 15 mm. después de haber realizado un estudio de sensibilidad de malla. Se resolvió el problema mediante un análisis dinámico (cuasi estático). La carga se aplicó en un tiempo de 900 segundos dado que el ensayo experimental de un tubo dura alrededor de 15 minutos. Se configuraron un número máximo de 200 incrementos y un tamaño mínimo de incremento de 0.001 como parámetros para finalizar el análisis. Para calcular la capacidad de carga de los tubos se determinó numéricamente la reacción total de los apoyos.

2.6. Método Monte Carlo

Se utilizó el método de Monte Carlo para realizar un estudio probabilístico de la capacidad de carga de los tubos, considerando la influencia de la orientación y distribución de las fibras. El método se implementó de la siguiente manera:

- Se generó una nube de fibras con una distribución y orientación de fibras uniforme.
- Se importó la nube de fibras a ABAQUS.
- Se simuló el ensayo de tres aristas y se determinó numéricamente la carga máxima alcanzada por el tubo.
- Se generó otra nube y los pasos descritos se repiten.

Dado que cada nube de fibras será única debido a sus diferentes orientaciones y distribuciones de fibras, se espera una dispersión en los resultados.

3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

Para validar el modelo se realizó una campaña experimental consistente en dos series de seis tubos a escala real. Los tubos fueron sometidos al ensayo de tres aristas ya descrito.

3.1. Propiedades de los materiales

El hormigón utilizado para todos los tubos fue elaborado con agregados disponibles en la zona. Se utilizó como agregado grueso canto rodado con un tamaño nominal máximo de 12 mm. y como agregado fino arena de río con un módulo de fineza de 2.82. La relación agua cemento de la mezcla fue de 0.27. Se utilizaron fibras con extremo de gancho WIRAND FF1. En la Tabla 3 se muestra la composición del hormigón utilizado.

Se apuntó a elaborar tubos que cumplan los requisitos de la clase 2 según IRAM 11513. En la Tabla 4 se detallan dichos requerimientos junto con los detalles de armadura.

Tabla 3. Composición del hormigón utilizado.

Material	Cantidad por m ³
Cemento CP50 (kg.)	300
Arena de río (kg.)	980
Agregado grueso 5-12 (kg.)	1020
Relación agua/cemento	0.27
Contenido de fibras (kg./m ³)	0,20,25

3.2. Caracterización de la mezcla

Se elaboraron probetas cilíndricas de 150 mm. x 300 mm. Las mismas fueron compactadas manualmente siguiendo un procedimiento similar al de la norma IRAM 1524 (38). Este método consiste en llenar un tercio de la probeta y propinar 25 golpes por capa mediante un pisón metálico repitiendo el proceso para las 2 capas de material restante hasta llenar el molde. Esta metodología fue adoptada debido a que el vibrador utilizado para compactar los tubos no tiene la suficiente potencia para consolidar adecuadamente las muestras cilíndricas producto de su baja trabajabilidad. Se menciona que todas las mezclas mostraron asentamiento nulo en ensayo de cono de Abrams. Este hecho, sin embargo, tiene un sentido práctico y es que permite que la camisa o molde externo se pueda remover inmediatamente luego del colado de la mezcla permitiendo elaborar gran cantidad de tubos con rapidez disponiendo de un solo molde.

Tabla 4. Detalles de armadura y requerimientos de resistencia para tubos Clase 2 según IRAM 11513.

Diámetro Interno (mm.)	Espesor de pared (mm.)	Refuerzo longitudinal		Refuerzo transversal (cm ² /m)		Resistencia de diseño (KN/m)	Resistencia última (KN/m)
		Número	Diámetro (mm.)	Malla interna	Malla externa		
600	75	7	6	1.5	-	30	45

Pasados 28 días, se obtuvo la resistencia característica a compresión (f_c) de las diferentes mezclas. Los valores obtenidos se detallan en la Tabla 5.

Tabla 5. Resistencia a compresión de las mezclas utilizadas.

Mezcla	Dos. fibr. (kg./m ³)	(f_c)(MPa)
HRFA-20	20	22.6
HRFA-25	25	25
HR	-	21.6

3.3. Producción de tubos

Se elaboraron tubos de 600 mm. de diámetro interno con un espesor de pared de 75 mm. y una longitud de 1000 mm. en una planta de prefabricados ubicada en Concordia, Argentina. Los tubos fueron elaborados utilizando un molde consistente en un núcleo vibrador interno y una camisa o molde externo, donde luego el hormigón es colado manualmente entre estos dos elementos (Figura 7).



Figura 7. Llenado manual de tubos.

Los tubos se elaboraron en dos series: en la primera serie se elaboraron dos tubos para cada dosaje de fibras y dos tubos con refuerzo tradicional, y en la segunda serie se elaboraron los restantes. Los detalles de los tubos se muestran en la Tabla 6.

La designación THRFA corresponde a tubos de hormigón reforzado con fibras de acero y los números 20/25 indican el dosaje de fibras. Las siglas THR se refieren a tubos de hormigón reforzado con barras y CII indica el refuerzo de barras para clase 2.

Tabla 6. Designación y detalles de refuerzo de tubos fabricados.

Designación	Dosaje fibras (kg./m ³)	Refuerzo de barras
1-THRFA-20	20	
2-THRFA-20	20	
1-THRFA-25	25	
2-THRFA-25	25	
1-THR-CII		Clase II
2-THR-CII		Clase II
3-THRFA-20	20	
4-THRFA-20	20	
3-THRFA-25	25	
4-THRFA-25	25	
3-THR-CII		Clase II
4-THR-CII		Clase II

3.4. Ensayo de los tubos y resultados

Los tubos elaborados fueron sometidos al ensayo de tres aristas según norma IRAM 11513. En la Figura 8 se puede ver un tubo ya colocado en la maquinaria de ensayo listo para ser ensayado.

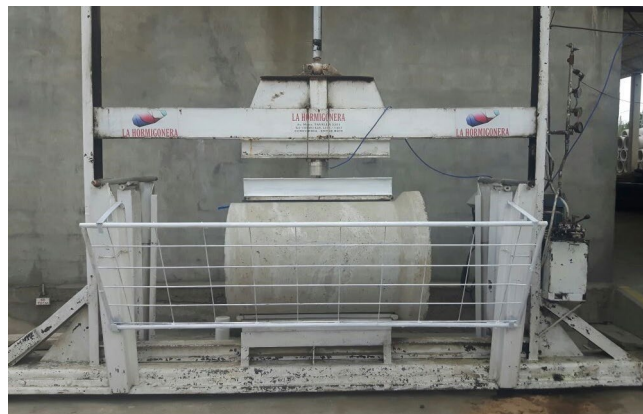


Figura 8. Ensayo de tres aristas.

La carga fue aplicada con una prensa hidráulica capaz de desarrollar una carga máxima vertical nominal de 100 kN. Se utilizaron comparadores digitales con una sensibilidad de 0.001 mm. para medir los desplazamientos verticales. En todos los ensayos se retiraron los dispositivos de medición antes de alcanzarse la carga máxima para preservarlos. La Tabla 7 muestra las cargas máximas medidas en los tubos ensayados.

Tabla 7. Cargas últimas alcanzadas por tubos de 600 mm.

Designación	Carga última (kN)	Carga ult. media (kN)
1-THRFA-20	35	40
2-THRFA-20	45	
1-THRFA-25	36	38
2-THRFA-25	42	
1-THR-CII	51	53.5
2-THR-CII	55	
3-THRFA-20	43	43
4-THRFA-20	43	
3-THRFA-25	36	37
4-THRFA-25	38	
3-THR-CII	52	50
4-THR-CII	48	

Todos los tubos mostraron una falla típica de flexión. El patrón de fisuras se muestra en la Figura 9.

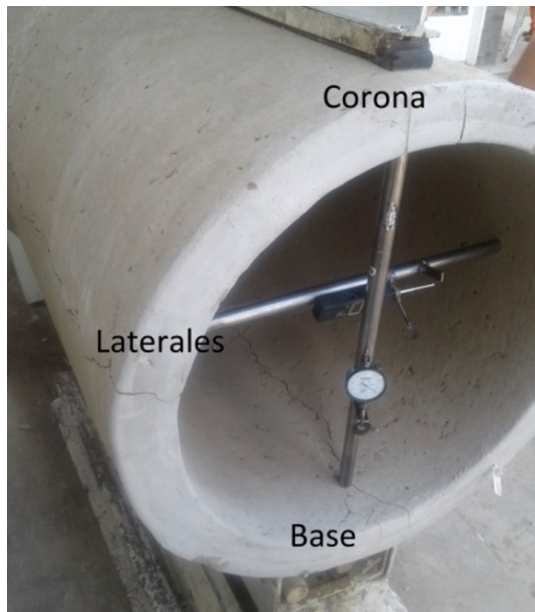


Figura 9. Patrón de fisuras de tubos de HRFA.

Se observó que la primera fisura siempre aparece en las caras internas de la corona y la base del tubo, seguidas por una fisura ubicada en la cara externa de ambos laterales. Con relación al modo de falla, todos los tubos de HRFA mostraron un comportamiento dúctil con la capacidad de alcanzar grandes deformaciones sin colapsar. Por su parte, los tubos de hormigón convencional mostraron un comportamiento más frágil con desprendimiento de material. Los ensayos se detuvieron debido a la excesiva deformación que se alcanza más allá de la carga última lo que impide mantener una tasa de incremento de carga controlada. Las cargas alcanzadas por los tubos fueron bastante similares para ambos dosajes de fibras. Sin embargo, en algunos casos a mayor dosaje de fibras, menor carga última. Esto puede deberse a una insuficiente compactación de la mezcla lo que deriva en una matriz de pobre calidad por lo que la contribución de las fibras se ve afectada. Entonces, se necesita una mejor calidad de hormigón independientemente del contenido de fibras como se verá en la sección 4.2.

4. RESULTADOS NUMÉRICOS

Con el objetivo de validar el modelo, se realizaron simulaciones numéricas del ensayo de tres aristas en tubos de las mismas dimensiones que los ensayados experimentalmente.

Con relación a la distribución de fibras esperada dentro de los tubos, existe aún una falta de información acerca de como los procesos de fabricación de los tubos pueden influir en la distribución y orientación de las fibras dentro del tubo (24). Algunos autores (39, 40) afirman que durante el vibrado y compresión del tubo se generan determinados esfuerzos que dada su naturaleza pueden provocar que las fibras adquieran una orientación paralela al flujo de tensiones normales aumentando así el desempeño del tubo. Sin embargo, la posibilidad de que se produzcan estas orientaciones preferenciales vinculadas principalmente al efecto pared del molde del tubo, dependen principalmente de la fluidez de la mezcla (11, 41, 42). En esta misma línea, Laranjeira (7) sostiene que los hormigones fluidos tienden a presentar una baja dispersión en cuanto a la orientación de sus fibras en ciertas direcciones, por lo que el HRFA puede mostrar una resistencia

mayor que el hormigón común en esas direcciones. El hormigón utilizado en este trabajo mostró un asentamiento nulo, lo que habla de su baja trabajabilidad y escasa fluidez, por lo cual no puede afirmarse que, para este caso, las fibras adquieran una orientación preferencial. Tomando entonces como base un enfoque probabilístico y despreciando el efecto pared, se adopta una distribución de fibras aleatoria uniforme.

Para cada dosaje de fibras se realizaron cinco simulaciones del ensayo con nubes de fibras generadas aleatoriamente. La Figura 10 muestra curvas carga-deformación obtenidas experimental y numéricamente.

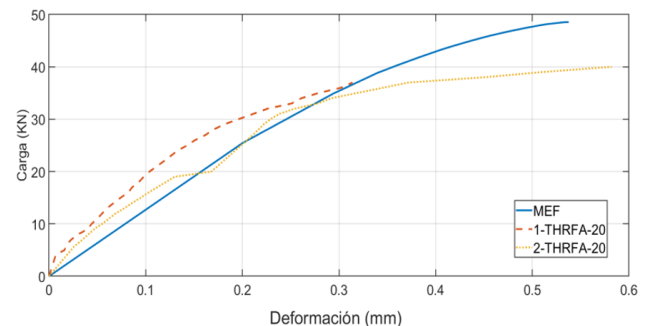


Figura 10. Curvas carga-deformación numéricas y experimentales.

Para los tubos que contienen 20 kg/m³ de fibras, el modelo tiende a subestimar la respuesta elástica. Con respecto a la carga máxima, los valores predichos numéricamente son, en promedio, 14% superiores según se puede observar en la Tabla 8. Esta diferencia puede deberse a que las muestras obtenidas para caracterizar el material, de donde se obtuvieron los datos para las simulaciones, no son plenamente representativas del hormigón colocado dentro del tubo, principalmente debido a la diferencia en la energía de compactación entregadas a las probetas y a los tubos. En tal sentido, se obtuvieron testigos extraídos del tubo luego de haberlos ensayado (Figura 11).



Figura 11. Testigos extraídos de tubos.

Las resistencias a compresión medidas en dichos testigos resultaron en promedio 25% inferiores a las resistencias medidas en probetas cilíndricas, lo cual puede explicar por qué el modelo numérico sobreestima los valores experimentales y a su vez da

otro indicio de una insuficiente compactación y consolidación de los tubos usando el método de fabricación descrito.

El comportamiento post-pico no pudo ser medido en los ensayos y no se muestra en el gráfico. Los valores experimentales y numéricos promedio de las cargas últimas (\bar{P}_{max}) correspondientes a los diferentes dosajes se resumen en la Tabla 8.

Tabla 8. Comparación entre cargas últimas promedio obtenidas numérica y experimentalmente.

Dosaje fibras (kg/m ³)	(\bar{P}_{max}) Exp. (Kn)	(\bar{P}_{max}) Num. (Kn)	Diferencia (%)
20	41.5	48.3	14
25	39	49.6	21.4

En relación a la distribución de tensiones que se muestra en la Figura 12, las tensiones de tracción máximas (áreas en color rojo) aparecen primero en el interior de la base y la corona del tubo y luego en la cara exterior de los laterales del tubo, en concordancia con lo que se observó en la campaña experimental.

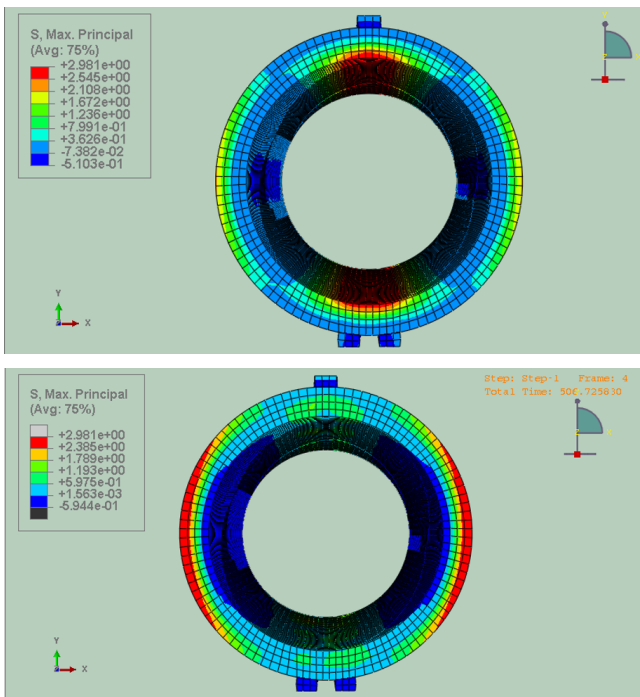


Figura 12. Diagrama de distribución de tensiones máximas. Arriba: en base y corona. Abajo: en laterales.

Además, resultados numéricos obtenidos con el modelo aquí propuesto, se compararon con resultados experimentales obtenidos por Mohamed et. al. (43). Se realizó una comparación en tubos de 450 mm. y 600 mm. utilizando dos tipos diferentes de fibras.

Para los tubos de 600 mm. se puede ver que la diferencia relativa para la carga última fue de -11% cuando se usaron fibras 65/35 y de 22% cuando se utilizaron fibras 60/80. Se menciona que las cargas obtenidas numéricamente cuando se usaron fibras 65/35 fueron superiores que las cargas obtenidas cuando se usaron fibras 60/80 dado que la resistencia a compresión del hormigón especificada por Mohamed et. al. para el primer caso (61.6 MPa)

resultó superior que en el segundo (56 MPa). Sin embargo, en los resultados experimentales se observó una menor carga para el caso de las fibras 60/80 en comparación con el caso de las fibras 35/65. Por ello, el modelo pasa de arrojar un resultado conservador a sobreestimar los resultados experimentales. La misma tendencia se observa para los tubos de 450 mm. pero las diferencias observadas son menores.

4.1. Simulaciones Monte Carlo

Se llevó a cabo un estudio probabilístico para analizar la influencia de la distribución y orientación de las fibras en la

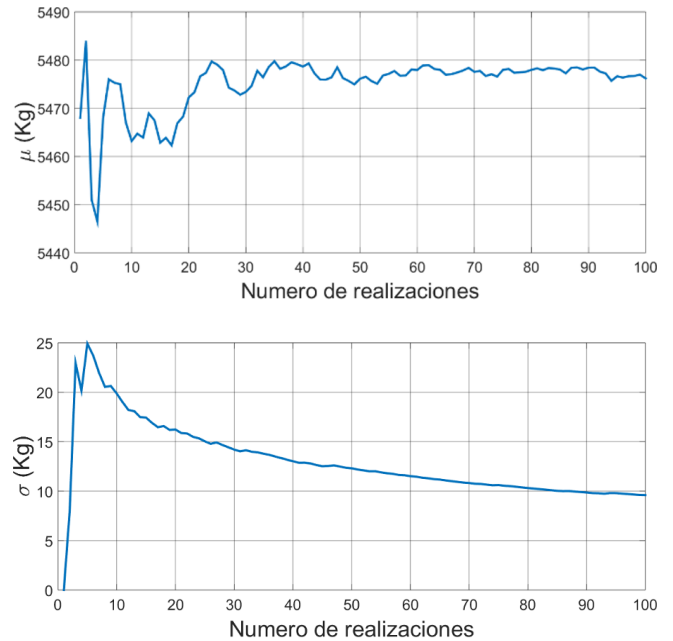


Figura 13. Curvas de convergencia para valor medio y desviación estándar.

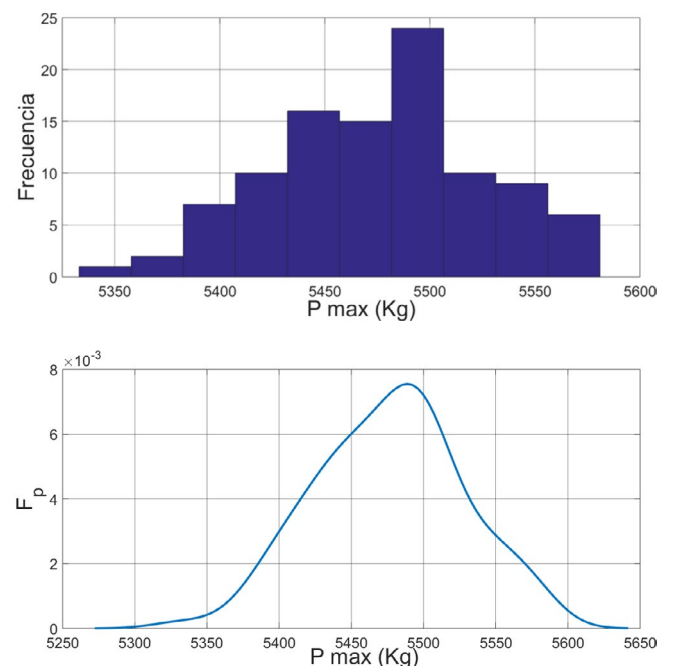


Figura 14. Función de densidad de probabilidad e histograma para la carga última Pmax.

Tabla 9. Comparación entre cargas últimas obtenidas experimentalmente por Mohamed et. al y numéricamente con el modelo numérico propuesto para tubos de HRFA de 600 mm. y 450 mm.

Diámetro Interno (mm)	Espesor de pared (mm)	Dosaje de fibras	Tipo de fibras	f _c (MPa)	\bar{P}_{max} (N/m/mm)		Diferencia (%)
					Mohamed	Este trabajo	
600	94	20	Dramix 60/80	56	161	143	-11
			Dramix 60/80	61.6	154	188	22
Dramix 35/65	66		286	267	-6.6		
Dramix 35/65	74.1		275	287	4.4		
450	82						

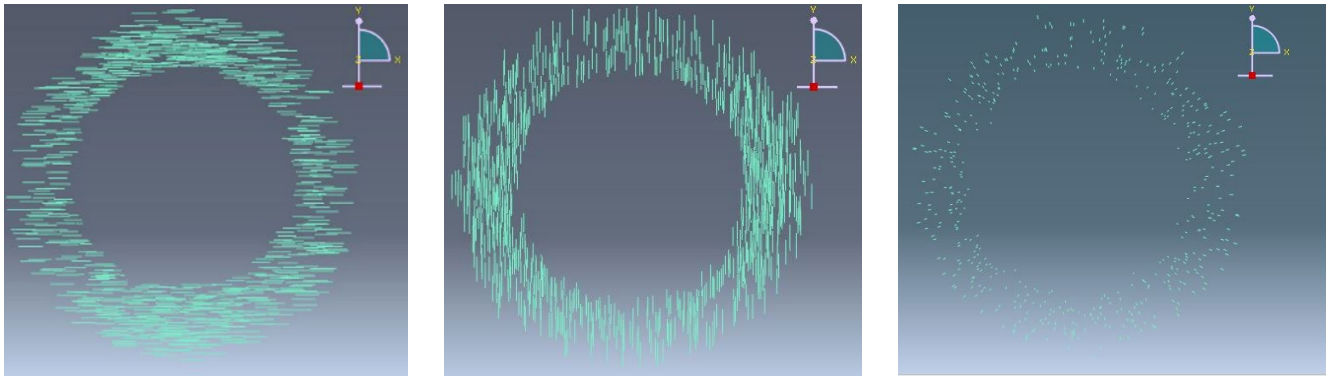


Figura 15. Nubes de fibras con orientaciones ideales. Izquierda: Tangenciales. Centro: Radiales. Derecha: Axiales.

capacidad de carga de los tubos. Se simularon 100 realizaciones considerando un hormigón clase C30, un dosaje de fibras de 30 kg/m³ y fibras FF1. Los resultados de las simulaciones Monte Carlo mostraron un valor medio de $\mu = 5476$ kg. con una desviación estándar de $\sigma = \pm 9,6$ kg. En la Figura 13 se muestran las curvas de convergencia para la desviación estándar y la carga última media \bar{P}_{max} .

Para ello, las cargas últimas se normalizaron dividiéndolas por la longitud del tubo y por su diámetro interno, esto es $\bar{P}_{max}/longitud/diámetro$ interno. Los resultados obtenidos se muestran en la Tabla 9.

Como se observa en los diagramas, se logra una convergencia aceptable para este número de realizaciones. Se elaboró un histograma y la función de densidad de probabilidad los cuales se muestran en la Figura 14.

Como se esperaba, la función de densidad de probabilidad sigue una distribución Gaussiana. Se observa de acuerdo a los resultados obtenidos que la distribución y orientación aleatoria de fibras no afecta significativamente la carga última lograda por los tubos. Para una mejor discusión, se realizó un análisis considerando tres orientaciones de fibras ideales. Para tal propósito, se generaron tres nubes de fibras diferentes las cuales se muestran en la Figura 15. Las cargas últimas obtenidas para estas distribuciones ideales se muestran en la Tabla 10.

Tabla 10. Cargas últimas para orientaciones ideales.

Orientación de fibras	Carga última (kN.)	Diferencia (%)
Sin fibras	44.57	-
Tangenciales	62.79	40.9
Radiales	44.91	0.76
Axiales	44.62	0.11

Como se observa en la Tabla 10, en el primer caso se logra un apreciable incremento en la carga última. Esto era esperable ya que al orientarse de esa manera, las fibras cosen las fisuras en las secciones más solicitadas del tubo. Por lo tanto, las fibras son más efectivas en la prevención de fisuras cuando están posicionadas en dirección normal al plano de fisura. Esta dirección normal es paralela a la dirección de las tensiones principales máximas. La dirección de las tensiones principales máximas en un tubo sometido al ensayo de tres aristas se muestra en la Figura 16.

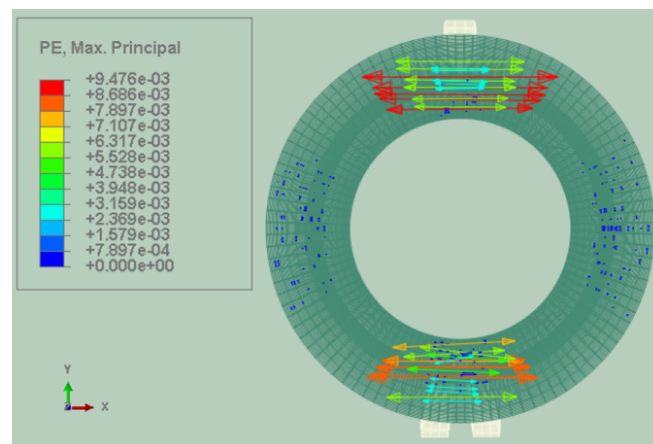


Figura 16. Dirección de las tensiones principales máximas.

Como se observa, la dirección de las tensiones principales máximas coincide con la dirección tangencial al tubo, misma dirección que la primera orientación ideal de fibras considerada. En las otras dos orientaciones ideales, la contribución de las fibras es despreciable.

4.2. Estudio paramétrico

Se realizó un estudio paramétrico para analizar como el dosaje de fibras y la calidad del hormigón influyen en la capacidad de carga de los tubos. Las curvas carga-deformación para las diferentes clases de hormigón se obtuvieron de acuerdo a lo expuesto en las secciones 2.1.1 y 2.1.2. Se consideraron cuatro clases de hormigón: C20, C25, C30 y C35 y cuatro dosajes de fibras 15, 20, 25 y 30 kg/m³.

La Figura 17 muestra el comportamiento plástico a compresión del hormigón en términos de deformación inelástica, es decir, deformación total menos deformación elástica y el comportamiento a tracción del hormigón a través de su respuesta tensión-desplazamiento.

Las propiedades y constantes adoptadas para cada clase de hormigón se detallan en la Tabla 11.

En la Tabla 12 se muestran los valores medios de carga última obtenidos de las cinco simulaciones para cada caso, junto con su desviación estándar.

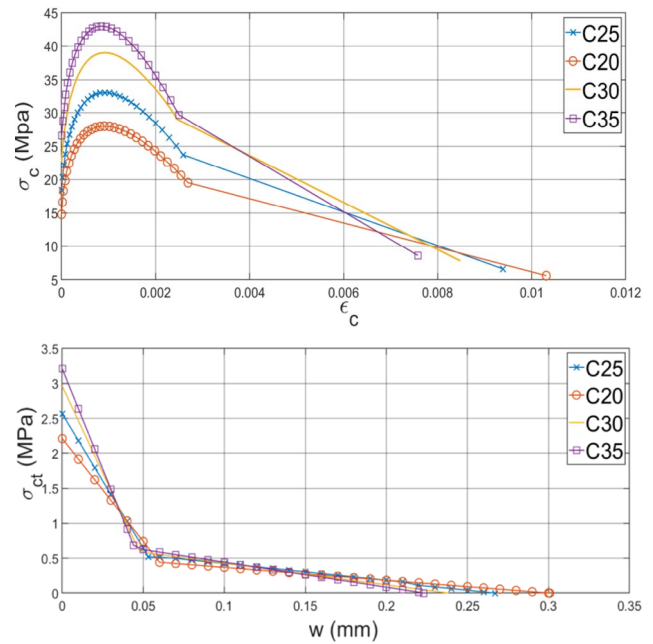


Figura 17. Curvas uniaxiales usadas en el modelo de elementos finitos. Arriba: compresión. Abajo: tracción.

Tabla 11. Valores adoptados para la modelación de las distintas clases de hormigón estudiadas.

Clase de hormigón	Resistencia a compresión (MPa)	Módulo elástico	Resistencia a tracción (MPa)	Energía de fractura (N/mm)	$\epsilon_{c,lim}$	η	k
C20	20	22610	2.21	0.1329	0.0021	3	2.28
C25	25	25279	2.56	0.1369	0.0022	2.75	2.15
C30	30	28149	2.96	0.1405	0.0223	2.5	2.04
C35	35	29910	3.21	0.1436	0.0023	2.25	1.92

Tabla 12. Valores medios y desviación estándar de las cargas últimas.

Tipo de Fibra	Dosaje (kg./m ³)	Clase de Hormigón	Valor medio (kN)	Desviación estándar (kN)
FF1	15	C30	53.69	0.43
FF1	20	C30	55.84	0.57
FF1	25	C30	55.84	0.51
FF1	30	C30	56.55	0.4
FF3	20	C30	54.98	0.2
FF1	20	C20	48.37	0.2
FF1	20	C25	51.53	0.31
FF1	20	C35	56.81	0.48

En la Figura 18, se muestra una comparación entre los casos con la misma clase de hormigón y tipo de fibra para estudiar la influencia del dosaje de fibras en la capacidad de carga de los tubos.

Como se esperaba, a mayor dosaje de fibras, mayor es la carga, en todos los casos estudiados. De la Fuente et. al. (34) simularon el ensayo de tres aristas para diferentes dosajes de fibras y concluyeron lo mismo. Sin embargo, la diferencia respecto a valores medios entre el caso con menor dosaje de fibras (15 kg./m³) y el caso con el mayor dosaje (30 kg./m³)

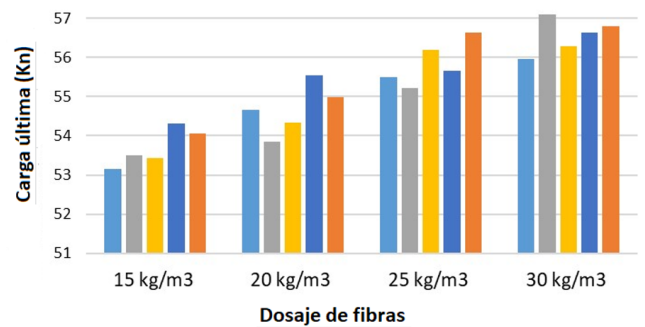


Figura 18. Cargas máximas para diferentes dosajes de fibra. (Clase de hormigón: C30. Tipo de fibra: FF1).

es de solamente 5%. Esto puede deberse a que las ecuaciones utilizadas para el modelo constitutivo del acero subestiman el aporte de las fibras para dosajes superiores.

Para estudiar la influencia de la clase de hormigón, se realizaron cinco simulaciones para cada clase, todas ellas con la misma nube de fibras. Los resultados de esta comparación se muestran en la Figura 19.

En este caso, la diferencia en cuanto a valores medios entre la clase C20 y la clase C35 es de alrededor del 18%. En relación

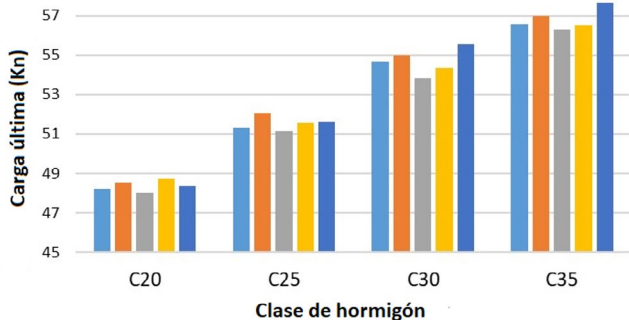


Figura 19. Cargas máximas para diferentes clases de hormigón.
 (Tipo de fibra: FF1. Dosaje de fibras: 20 kg/m³).

a la clase C20, las diferencias para las clases C25 y C30 son de 6.5% y 13% respectivamente.

Finalmente, se analiza la influencia del tipo de fibra considerando dos tipos de fibras diferentes: FF1 y FF3. La Figura 20 muestra los resultados de las cinco simulaciones realizadas para cada tipo de fibra considerando la misma clase de hormigón y el mismo dosaje de fibras.

Se menciona que las fibras FF3 son más esbeltas que las fibras FF1, al poseer la misma longitud pero menor diámetro (0.75 mm.). Como se observa, no hay diferencia en la eficiencia del tipo de fibra en relación a la carga última lograda por los tubos. Esto está en concordancia con lo observado en las campañas experimentales llevadas a cabo por Mohamed et. al. (43, 44) quienes concluyeron que los efectos del tipo de fibra en el comportamiento mecánico de los tubos son despreciables.

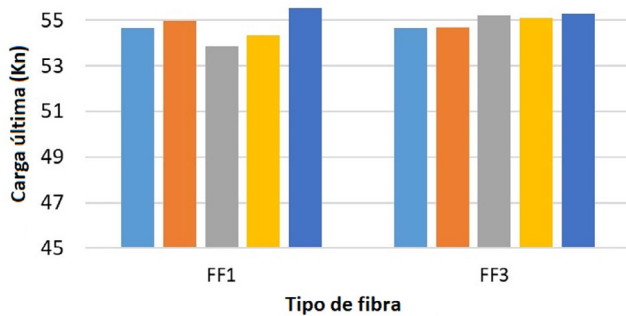


Figura 20. Cargas máximas para fibras FF1 y FF3.
 (Clase de hormigón: C30. Dosaje de fibras: 20 kg./m³).

Para ver más claramente el aporte de las fibras, se realizó una comparación entre las cargas últimas alcanzadas por tubos sin fibras y las cargas logradas por tubos con fibras FF1. Esta comparación se muestra en la Tabla 13.

Tabla 13. Cargas últimas obtenidas numéricamente en tubos sin fibras y tubos con fibras FF1 (Dosaje de fibras: 20 kg./m³).

Clase de Hormigón	\bar{P}_{\max} sin fibras (kN)	\bar{P}_{\max} con fibras (kN)	Diferencia (%)
C20	44.57	48.37	8.5
C25	47.9	51.53	7.5
C30	51.71	54.67	5.7
C35	54.62	56.71	4

El aporte de las fibras se refleja en todos los casos. Se observa, a mejor clase de hormigón, menor es el aporte de las fibras. Esto se debe a que si la calidad del hormigón es mejor, se necesita un dosaje de fibras superior para mejorar su desempeño.

CONCLUSIONES

En este trabajo se realizó un estudio numérico para evaluar la capacidad de carga de tubos de HRFA considerando la aleatoriedad en la distribución y orientación de las fibras como así también el fenómeno de arrancamiento. Para ello, se simuló un modelo de elementos finitos 3D del ensayo de tres aristas. El modelo propuesto, en combinación con el método Monte Carlo, permite obtener valores probabilísticos promedio de la capacidad resistente de los tubos. El modelo fue validado contrastando los resultados numéricos con datos experimentales obtenidos en una campaña experimental de tubos en escala real realizada por los autores, junto con otros trabajos disponibles en la literatura. Además, se realizó un estudio paramétrico de la capacidad de carga de los tubos considerando variaciones en el dosaje de fibras así como también de la clase de hormigón. Los resultados numéricos indican que el modelo propuesto muestra una aceptable concordancia con los resultados experimentales. Este modelo permitió estudiar la influencia de la distribución y orientación de las fibras en la carga máxima alcanzada por los tubos.

Del análisis paramétrico, se destaca que los valores de carga última son más sensibles a cambios en la calidad de hormigón en relación a cambios en el dosaje y tipo de fibra, en coincidencia con lo ocurrido en las campañas experimentales. Se observó además que la influencia del tipo de fibras es despreciable.

Es importante remarcar que para el elemento estructural estudiado aquí, la distribución y orientación de las fibras afectó significativamente la carga máxima cuando se consideraron orientaciones ideales. Por otra parte, cuando la distribución sigue una función de probabilidad uniforme se obtuvieron resultados muy similares con una dispersión muy baja entre ellos.

De la campaña experimental se concluye que para obtener tubos que satisfagan los requisitos de la clase II según IRAM 11513, se necesita una clase de hormigón superior. Por este motivo, como etapa posterior, se elaborarán y ensayarán tubos con mejores clases de hormigón y dosajes de fibras superiores.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la Universidad Tecnológica Nacional por el apoyo financiero brindado para esta investigación.

REFERENCIAS

- (1) Barros, J., Figueiras, J. (1999). Flexural behavior of sfrc: Testing and modeling, *Journal of Materials in Civil Engineering*, 4(11), 331–339. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0899-1561\(1999\)11:4\(331\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:4(331)).
- (2) Buratti, N., Mazzotti, C., Savoia, M. (2011). Post-cracking behaviour of steel and macrosynthetic fibre-reinforced concretes, *Construction and Building Materials*, 34: 243– 248. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2010.12.022>.
- (3) Soulioti, D., Barkoula, M., Paipetis, A., Matikas, T. (2009). Effects of fibre geometry and volume fraction on the flexural behaviour of steel-fibre reinforced concrete, *Strain. An International Journal for Experimental Mechanics*, 47: e535–e541. <https://doi.org/10.1111/j.1475-1305.2009.00652.x>.
- (4) Kiranbala, D., Bishwortij, S. (2013). Effects of steel fibres in reinforced concrete, *International Journal of Engineering Research & Technology*, 2(10), 2906–2913. <https://www.ijert.org/research/effects-of-steel-fibres-in-reinforced-concrete-IJERTV2IS101024.pdf>.
- (5) Dupont, D., Vandewalle, L. (2005). Distribution of steel fibres in rectangle sections, *Cement and Concrete Composites*, 27: 391–398. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2004.03.005>.
- (6) Zandi, Y., Husem, M., Pul, S. (2011). Effect of distribution and orientation of steel fiber reinforced concrete, Trabajo presentado en *4th WSEAS international conference on Energy and development - environment - biomedicine*, pp. 260–264, Stevens Point, Wisconsin, United States. https://www.researchgate.net/publication/262251817_Effect_of_distribution_and_orientation_of_steel_fiber_reinforced_concrete
- (7) Laranjeira, F., Grunewald, S., Walraven, J., Blom, C., Molins, C., Aguado, A. (2011). Characterization of the orientation profile of steel fiber reinforced concrete, *Materials and Structures*, 44(6), 1093–1111. <https://doi.org/10.1617/s11527-010-9686-5>.
- (8) Svec, O., Zirgulis, G. (2014). Influence of formwork surface on the orientation of steel fibers within self-compacting concrete and on the mechanical properties of casting structural element, *Cement and Concrete Composites*, 50: 60–72. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2013.12.002>.
- (9) Ozyurt, N., Mason, T., Shah, S. (2007). Correlation of fiber dispersion, rheology and mechanical performance of frcs, *Cement and Concrete Composites*, 29(2), 70–79. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2006.08.006>.
- (10) Toutanji, H., Bayasi, Z. (1998). Effects of manufacturing techniques on the flexural behavior of steel fiber reinforced concrete, *Cement and Concrete Research*, 28(1), 115–124. [https://doi.org/10.1016/S0008-8846\(97\)00213-5](https://doi.org/10.1016/S0008-8846(97)00213-5).
- (11) Laranjeira, F. (2010). Design oriented constitutive model for steel fiber reinforced concrete (Tesis doctoral). Universidad Politecnica de Cataluña. <http://hdl.handle.net/10803/6174>
- (12) Martinie, L., Roussel, N. (2011). Simple tools for fiber orientation prediction in industrial practice, *Cement and Concrete Research*, 41(10), 993–1000. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2011.05.008>.
- (13) Stahl, P., Custer, R., Mier, J. (2008). On flow properties, fibre distribution, fibre orientation and flexural behavior of frc, *Materials and Structures*, 41(1), 189–196. <https://doi.org/10.1617/s11527-007-9229-x>.
- (14) Torrijos, M., Barragan, B., Zerbino, R. (2010). Placing conditions, mesostructural characteristics and post-cracking response of fibre reinforced self-compacting concretes, *Construction and Building Materials*, 24(6), 1078–1085. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2009.11.008>.
- (15) Kim, J., Yoo, D. (2019). Effects of fiber shape and distance on the pullout behavior of steel fibers embedded in ultra-high performance concrete, *Cement and Concrete Composites*, 103: 213–223. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2019.05.006>.
- (16) Kim, J., Yoo, D. (2020). Spacing and bundling effects on rate-dependent pullout behavior of various steel fibers embedded in ultra-high-performance concrete, *Archives of Civil and Mechanical Engineering*, 2(20). <https://doi.org/10.1007/s43452-020-00048-8>.
- (17) Grunewald, S., Laranjeira, F., Walraven, J., Aguado, A., Molins, C. (2012). Improved tensile performance with fiber reinforced self-compacting concrete, *High Performance Fiber Reinforced Cement Composites*, 6: 51– 58. https://doi.org/10.1007/978-94-007-2436-5_7.
- (18) Laranjeira, F., Aguado, A., Molins, C., Grunewald, S., Walraven, J., Cavalaro, S. (2012). Framework to predict the orientation of fiber in frc: a novel philosophy, *Cement and Concrete Research*, 42(6), 752–768. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2012.02.013>.
- (19) Zerbino, R., Tobes, J., Bossio, M., Giaccio, G. (2012). On the orientation of fibres in structural members fabricated with self-compacting fibre reinforced concrete, *Cement and Concrete Composites*, 34(2), 191–200. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2011.09.005>.
- (20) Gettu, R., Gardner, D., Saldivar, H., Barragan, B. (2005). Study of the distribution and orientation of fibers in sfrc specimens, *Materials and Structures*, 38(1), 31–37. <https://doi.org/10.1007/BF02480572>.
- (21) Michels, J., Waldmann, D., Maas, S., Zurbes, A. (2012). Steel fibers as only reinforcement for flat slab construction experimental investigation and design, *Construction and Building Materials*, 26(1), 145–155. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.06.004>.
- (22) Alzabeebee, S., Chapman, D., Faramarzi, A. (2018). Development of a novel model to estimate bedding factors to ensure the economic and robust design of rigid pipes under soil loads, *Tunnelling and Underground Space Technology*, 71: 567–578. <https://doi.org/10.1016/j.tust.2017.11.009>.
- (23) Instituto Argentino de Racionalización de Materiales (1986). IRAM 11513. *Caños y piezas de mortero de cemento portland y de hormigón simple, destinados a obras de desagüe pluvial y cloacal*.
- (24) de la Fuente, A., Escariz, R., de Figueiredo, A., Molins, C., Aguado, A. (2012). A new design method for steel fibre reinforced concrete pipes, *Construction and Building Materials*, 30: 547–555. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.12.015>.

- (25) Mohamed, N., Nehdi, M. (2016). Rational finite element assisted design of precast steel fibre reinforced concrete pipes, *Engineering Structures*, 124: 196–206. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.06.014>.
- (26) Ferrado, F.L., Escalante, M.R., Rougier, V.C (2018). Simulation of the three edge bearing test: 3d model for the study of the strength capacity of SFRC pipes. *Mecánica Computacional*, 36: 195–204. <https://cimec.org.ar/ojs/index.php/mc/article/download/5516/5492>
- (27) Rewers, I. (2019). Numerical analysis of rc beam with high strength steel reinforcement using CD model, *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 471. <https://doi.org/10.1088/1757-899X/471/2/022025>.
- (28) Raza, A., Khan, Q.U.Z., Ahmad, A. (2019). Numerical investigation of load-carrying capacity of gfrp-reinforced rectangular concrete members using CDP model in abaqus, *Advances in Civil Engineering*, 2019: 1–21. <https://doi.org/10.1155/2019/1745341>.
- (29) Federation International du beton (2010). FIB Model Code 2010.
- (30) Soetens, T., Matthys, S. (2014). Different method to model the post-cracking behaviour of hooked-end steel fibre reinforced concrete, *Construction and Building Materials*, 73: 458– 471. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.09.093>.
- (31) Van Gysel, A. (2000). *A. Studie van het uittrekgedrag van staalvezels ingebed in een cementgebonden matrix met toepassing op staa vezelbeton onderworpen aan buiging*, PhD thesis, Ghent University. <http://hdl.handle.net/1854/LU-8597952>
- (32) Barnett, S., Lataste, J., Parry, T., Millard, S., Soutsos, M. (2010). Assessment of fibre orientation in ultra-high performance fibre reinforced concrete and its effect on flexural strength, *Materials and Structures*, 43: 1009–1023. <https://doi.org/10.1617/S11527-009-9562-3>.
- (33) Kang, S., Kim, J. (2011). Investigation on the flexural behavior of uhpc considering the effect of fiber orientation distribution, *Construction and Building Materials*, 28(1), 57– 65. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2011.07.003>.
- (34) Vandewalle, L., Heirman, G., Van Rickstal, F. (2008). Fibre orientation in self-compacting fibre reinforced concrete, Trabajo presentado en el 7th international RILEM symposium on fibre reinforced concrete: design and applications (BEFIB 2008), pp. 719– 728. <https://lirias.kuleuven.be/retrieve/199392>
- (35) Wille, K., Naaman, A. (2013). Effect of ultra-high performance concrete on pullout behavior of high-strength brass-coated straight steel fibers, *ACI Materials Journal*, 110(4), 451–462. <https://doi.org/10.14359/51685792>.
- (36) Voo, J.Y.L., Foster, S. J. (2008). Variable engagement model for fibre reinforced concrete in tension, *Reporte técnico*, School of Civil and Environmental Engineering, University of New South Wales.
- (37) Instituto Argentino de Racionalización de Materiales (1986). Norma IRAM 11503. *Caños de Hormigón armado no pretensado destinados a la conducción de líquidos sin presión*.
- (38) Instituto Argentino de Racionalización de Materiales (1986). Norma IRAM 1524. *Hormigón de cemento. Preparación y curado en obra de probetas para ensayos de compresión y de tracción por compresión diametral*.
- (39) De la Fuente, A. (2011). Nueva metodología para el diseño de tubos de hormigón estructural (Tesis doctoral). Universidad Politecnica de Cataluña. <http://hdl.handle.net/10803/109209>
- (40) Ércoli, N., Villareal, M., Pico, L. (2014). Factibilidad técnica y evaluación estructural de tubos prefabricados de hormigón reforzado con fibras de acero. Trabajo presentado en 23º Jornadas Argentinas de Ingeniería Estructural. <https://jornadasaie.org.ar/jornadas-aie-antiores/2014/contenidos/trabajos/035.pdf>
- (41) Martinie, L., Rossi, P., Roussel, N. (2010). Rheology of fiber reinforced cementitious materials: classification and prediction. *Cement and Concrete Research*, 40: 226-234. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2009.08.032>.
- (42) Dupont, D., Vandewalle, L. (2005). Distribution of steel fibres in rectangular sections, *Cement and Concrete Composites*, 27: 391-398. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2004.03.005>.
- (43) Mohamed, N., Soliman, A., Nehdi, M. (2014). Mechanical performance of full-scale precast steel fibre-reinforced concrete pipes, *Engineering Structures*, 84: 287–299. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.11.033>.
- (44) Mohamed, N., Soliman, A., Nehdi, M. (2014a). Full-scale pipes using dry-cast steel fibre-reinforced concrete, *Construction and Building Materials*, 72: 411–422. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2014.09.025>.