

# **SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO A FLEXIÓN DE VIGAS HÍBRIDAS DE HORMIGÓN NORMAL Y HORMIGÓN CELULAR ESPUMADO REFORZADO CON FIBRAS DE POLIPROPILENO.**

## **NUMERICAL SIMULATION OF THE FLEXURAL BEHAVIOR OF HYBRID BEAMS MADE OF NORMAL CONCRETE AND POLIPROPILENE FIBER REINFORCED FOAM CELLULAR CONCRETE**

**Facundo A. Retamal, Viviana C. Rougier, Federico A. González y Miqueas C. Denardi**

*Grupo de Investigación de Mecánica Computacional y de Estructuras (GIMCE), Departamento de Ingeniería Civil, Facultad Regional Concepción del Uruguay, Universidad Tecnológica Nacional, Ing. Pereyra 676, 3260 C. del Uruguay, Argentina, retamal@frcu.utn.edu.ar*

**Palabras clave:** hormigón celular espumado, hormigón normal, vigas híbridas, simulación numérica, ensayo a flexión a cuatro puntos, fibras de polipropileno.

**Resumen.** En este trabajo se presenta la simulación numérica de ensayos de flexión a cuatro puntos de vigas híbridas de hormigón celular espumado reforzado con fibras de polipropileno en combinación con hormigón normal en la capa superior y armadura tradicional de acero. La metodología de simulación empleada ha sido desarrollada por el grupo de investigación y difundida en trabajos previos, en los que ha sido validada comparando los resultados de la simulación con ensayos realizados sobre vigas construidas con las mismas características. Se implementó en un código de elementos finitos no lineal que considera el acoplamiento entre daño y plasticidad. Utilizando el modelo computacional validado, se realiza un estudio paramétrico, en el que se varían los diámetros de las armaduras longitudinales inferiores aplicadas a las vigas.

**Keywords:** foamed cellular concrete, normal concrete, hybrid beams, numerical simulation, four-point bending test, polypropylene fibers.

**Abstract.** This work presents the numerical simulation of four-point bending tests on hybrid beams composed of polipropylene fiber reinforced foamed cellular concrete combined with normal concrete in the upper layer and traditional steel reinforcement. The simulation methodology was developed by the research group and has been previously published and validated through comparison with experimental tests conducted on beams with identical configurations. The simulations were implemented using a nonlinear finite element code that considers the coupling between damage and plasticity. Based on the validated computational model, a parametric study was conducted in which the diameters of the lower longitudinal reinforcement bars were varied.

## 1. INTRODUCCIÓN

Un modelo matemático de curva tensión-deformación permite describir el comportamiento mecánico de un material sometido a un determinado esfuerzo, mediante un número reducido de parámetros, por lo que tiene diversas aplicaciones en la modelación computacional de elementos estructurales (Sun et al., 2018). En el caso del hormigón, se han desarrollado diferentes expresiones para representar su comportamiento, incluyendo formulaciones para hormigón normal (HN), hormigón liviano (HL), hormigón de alta resistencia (HAR), hormigón reforzado con fibras (HRF), entre otros (Ozbakkaloglu et al., 2013).

Por su parte, el hormigón celular espumado (HCE) se caracteriza por la incorporación de burbujas de aire a una pasta o mortero de cemento mediante la adición de espuma preformada (A.C.I., 2014). Se clasifica como HL y posee características de relevancia para la industria de la construcción.

En el presente trabajo, se aplica el modelo constitutivo de curva tensión-deformación para el HCE y hormigón celular espumado reforzado con fibras de polipropileno (HCERFPP) a compresión hasta la carga de rotura, desarrollado por los autores (Retamal y Rougier, 2024a), para analizar el comportamiento a flexión de vigas híbridas (VH) compuestas por hormigón normal (HN), en la parte superior de la sección, y HCE reforzado con 0,5 % de fibras de polipropileno (FPP) en la zona inferior. Se emplean modelos de curva tensión-deformación basados en el Código Modelo 2010 del CEB-FIB (CEB-FIB, 2010), adoptando para el HCERFPP la porción de compresión post-pico y el comportamiento a tracción del HCERFPP, y para el HN, el modelo constitutivo completo de dicha publicación. Estas curvas son introducidas en el programa comercial de elementos finitos ABAQUS® para simular el comportamiento estructural de los elementos estudiados. El objetivo es analizar la influencia de la armadura de flexión en la rigidez y capacidad resistente de este tipo de vigas híbridas. La utilización del modelo desarrollado resultó válido para el estudio realizado, evitando el uso excesivo de recursos que hubiese sido necesario para hacerlo experimentalmente.

## 2. MATERIALES Y MÉTODOS

Se modeló una serie de vigas de 4,00 m de luz, con sección transversal de 0,20 por 0,40 m, y diferentes armaduras longitudinales inferiores (las mismas se variaron entre los 6 mm y los Ø16 mm). Esta metodología de simulación de vigas híbridas compuestas por HN en combinación con HCE simple y reforzado con fibras de polipropileno, con armadura tradicional de acero (armadura longitudinal y trasversal) ha sido desarrollada y difundida por los autores en diversas publicaciones científicas previamente (Retamal y Rougier, 2021, 2023b, 2024b).

El esquema de disposición del ensayo simulado se presenta a continuación, en la Fig. 1 a). Mientras que, en la Fig. 1 b), se muestra uno de los ensayos de validación del procedimiento de simulación utilizado (Retamal y Rougier, 2023a).

### 2.1. Modelos constitutivos

Para la simulación del HCE y el HCERFPP se utilizó el modelo denominado Concrete Damaged Plasticity (CDP), que es una adaptación de los modelos constitutivos desarrollados para hormigón por Lubliner et al. (1989) y por Lee y Fenves (1998) para su utilización en el programa comercial ABAQUS®. Se trata de un modelo continuo de daño, para hormigón, basado en su plasticidad. Asume que los dos principales mecanismos de falla son el agrietamiento por tracción y el aplastamiento por compresión del material. En él, la evolución de la superficie de fluencia (o falla) está controlada por dos variables de endurecimiento,  $\varepsilon_t^{pl}$  y  $\varepsilon_c^{pl}$ , vinculadas a

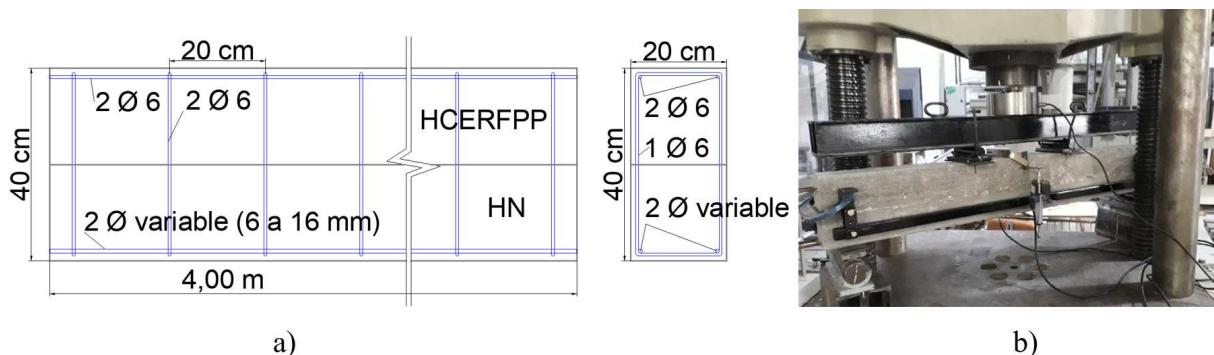


Figura 1: Ensayo sobre vigas: a) esquema de las vigas modeladas; b) fotografía del ensayo de validación sobre vigas de 1,10 m de largo.

los mecanismos de falla bajo carga de tracción y compresión, respectivamente.  $\varepsilon_t^{pl}$  y  $\varepsilon_c^{pl}$  se definen como las deformaciones plásticas equivalentes de tracción y compresión, respectivamente (Manual, 2012).

El modelo CDP requiere los valores del módulo elástico ( $E$ ), el coeficiente de Poisson ( $\mu$ ), los parámetros de daño plástico y la descripción del comportamiento a compresión y tracción del hormigón. Los parámetros de daño plástico son el ángulo de dilatación ( $\psi$ ), la excentricidad del potencial de flujo ( $\epsilon$ ), la relación de tensión equibaxial inicial de fluencia a la compresión a la tensión de fluencia unaxial inicial a la compresión ( $\frac{\sigma_{b0}}{\sigma_{bc}}$ ), la relación entre el segundo esfuerzo invariante en el meridiano de tracción y el del meridiano de compresión ( $K_c$ ) y el parámetro de viscosidad que define la regularización viscoplástica ( $\mu$ ). Los valores de los últimos cuatro parámetros fueron adoptados, según los valores recomendados por el manual de ABAQUS®, para definir el hormigón y se establecieron en 0,1; 1,16; 0,66 y 0,0; respectivamente. El ángulo de dilatación y la relación de Poisson se tomaron iguales a  $40^\circ$  y 0,2, respectivamente.

### 2.1.1. Modelos constitutivos utilizados para simular el HN

Para simular el comportamiento del HN utilizado en la capa de compresión de las VH se utilizó el modelo del Código Modelo de la CEB-FIB, tanto para el comportamiento a tracción como a flexión. El parámetro de daño utilizado fue el desarrollado por Huang y Liew (2015), que se describe posteriormente.

### 2.1.2. Modelos constitutivos utilizados para simular el HCERFPP

Para el modelado del comportamiento a compresión del HCERFPP, se trabajó con el modelo CDP del programa comercial ABAQUS®. Para la etapa de compresión, se utilizó el modelo de curva tensión-deformación desarrollado por los autores (Retamal y Rougier, 2024a), mientras que para el comportamiento a tracción, se utilizó el propuesto por el Código Modelo 2010 de la CEB-FIB, ya que es apto para HN y HL. La incorporación del daño se hizo a través del modelo propuesto por Huang y Liew (2015).

Como se dijo, se utilizó el modelo de curva tensión-deformación desarrollado por los autores y presentado precedentemente para simular el HCE en compresión (Retamal y Rougier, 2024a), y se combinó con el del Código Modelo 2010 de la CEB-FIB (CEB-FIB, 2010) para hormigones livianos, para completar la curva luego de la rotura. Este modelo se presenta en las Ec. 1 a 4:

$$f_c = f'_c \left[ \frac{\left( \frac{E}{E_0} \right) \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right) - \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)^2}{1 + \left( \frac{E}{E_0} - 2 \right) \left( \frac{\varepsilon}{\varepsilon_0} \right)} \right], \quad (1)$$

$$E = 9,4372 f'_c^{0,2822}, \quad (2)$$

$$\varepsilon_0 = 1,2370 f'_c^{0,8143} \times 10^{-4}, \quad (3)$$

$$E_0 = \frac{f'_c}{\varepsilon_0}. \quad (4)$$

Este modelo de curva devuelve el valor de la tensión en compresión del HCE ( $f_c$ ) para cada valor de su deformación específica ( $\varepsilon$ ), requiriendo solamente para ello de la definición del valor de resistencia característica del material ( $f'_c$ ). Para completar la curva en compresión del HCE, así como para simular el comportamiento a tracción del HCE y del HCERFPP, se utilizó el modelo analítico de curva del CM2010.

El parámetro de daño a compresión ( $d_c$ ) del HCE se determinó utilizando la ecuación propuesta por [Huang y Liew \(2015\)](#), que se presenta en la Ec. 5.

$$D_{c,norm} = A_0 e^{-\tilde{\varepsilon}_{c,norm}^{in}/t_0} + B_0. \quad (5)$$

Donde,  $D_{c,norm} = d_c$  es la variable de daño por compresión normalizada; la deformación inelástica por compresión normalizada es igual a la deformación inelástica por compresión dividida por la deformación máxima por compresión:  $\tilde{\varepsilon}_{c,norm}^{in} = \tilde{\varepsilon}_c^{in} / \varepsilon_{cm}$ ; la deformación inelástica por compresión es igual a la diferencia entre la deformación por compresión y el cociente entre la máxima resistencia a compresión del material y su módulo elástico secante, correspondiente a este tensión:  $\tilde{\varepsilon}_c^{in} = \varepsilon_c - f_0/E_0$ ;  $A_0 = 1 / (e^{-1/t_0} - 1)$ ; y  $B_0 = -1 / (e^{-1/t_0} - 1)$ . Siendo  $A_0$ ,  $B_0$  y  $t_0$  parámetros auxiliares de la expresión. De esta forma, el único parámetro desconocido dentro de este modelo es  $t_0$ , que se modificó respecto del propuesto por los autores de manera que la expresión final de ( $d_c$ ) cumpla con la condición que fija el modelo CDP, que requiere que las deformaciones plásticas cumplan con las siguientes condiciones: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica. De esta forma, resultó  $t_0 = 0,8$ .

Para modelar el comportamiento a tracción del HCERFPP, se adoptó el modelo de comportamiento lineal post fisuración, con endurecimiento o ablandamiento, propuesto por el Código Modelo 2010 de la CEB-FIB ([CEB-FIB, 2010](#)).

Para la determinación del parámetro de daño en tracción ( $d_t$ ) del HCERFPP, se utilizó la expresión propuesta por [Huang y Liew \(2015\)](#), que se presenta en la Ec. 6.

$$D_{t,norm} = A_1 e^{-w_{t,norm}/t_1} + B_1. \quad (6)$$

Donde,  $D_{t,norm} = d_t$  es la variable de daño por tracción normalizada; el desplazamiento por fisuración normalizado es igual al cociente entre el desplazamiento por fisuración y el valor máximo de desplazamiento por fisuración:  $w_{t,norm} = w/w_u$ ;  $A_1 = 1 / (e^{-1/t_1} - 1)$ ; y  $B_1 = -1 / (e^{-1/t_1} - 1)$ . Siendo  $A_1$ ,  $B_1$  y  $t_1$  parámetros auxiliares de la expresión. El único parámetro desconocido dentro de este modelo es  $t_1$ , que se modificó respecto del propuesto por los autores

de manera que la expresión final de ( $d_t$ ) cumpla con la condición que fija el modelo CDP, que requiere que las deformaciones plásticas cumplan con las siguientes condiciones: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica. De esta forma, resultó  $t_1 = 0,05$

### 2.1.3. Modelo constitutivo utilizado para simular el acero

Para modelar el acero de refuerzo se utilizó la simplificación propuesta por el Código Modelo 2010 de la CEB-FIB ([CEB-FIB, 2010](#)). Los parámetros intervenientes son: el módulo elástico del acero ( $E_s$ ), la tensión de fluencia del acero ( $f_{yk}$ ), la resistencia máxima del acero ( $f_{tk}$ ) y la deformación específica correspondiente a ésta resistencia ( $\varepsilon_{uk}$ ).

El comportamiento de la interfaz entre hormigón y barras de acero de refuerzo es modelado utilizando la función embebido (embebed), disponible específicamente para estos casos por el programa. Esto se justifica debido a que no se observaron situaciones de falla en la adherencia del acero con ninguno de los tipos de hormigones utilizados.

## 2.2. Simulación numérica de las vigas

Se presentan a continuación los detalles de la simulación numérica de las vigas híbridas de HN y HCERFPP, estudiadas en el presente trabajo. La representación del problema estudiado se realizó en forma detallada en tres dimensiones a través de un modelo numérico existente implementado en el programa comercial ABAQUS®.

### 2.2.1. Geometría y materiales simulados

Para modelar las VH se distinguen distintos materiales (HNm HCERFPP y acero) que se modelaron utilizando los modelos constitutivos descriptos precedentemente. Para las partes de hormigón se utilizaron elementos tipo sólidos tridimensionales y se mallaron con elementos tipo ladrillo de 8 nodos, lineal explícito (C3D8I). Las barras de acero de refuerzo se representaron a través de elementos tipo viga, trabajando como biela-tensor (elementos beam-truss). Se mallaron utilizando elementos 2D lineales tipo biela-tensor 3D (T3D2: linear 3-D truss). Se supusieron embebidas en los elementos de hormigón, para evitar la influencia del mallado en el comportamiento del elemento estructural. En la Fig. 2 a) se presenta el modelo 3D de viga implementado para la simulación. En la Fig. 2 b) se muestra un detalle del mismo, donde se aprecia el mallado de elementos finitos. Se muestran allí las condiciones de apoyo y carga debidas a la configuración de ensayo implementada.

Las condiciones de contorno del ensayo se representan a través de la materialización de planchuelas de apoyo y de aplicación de carga, de manera de evitar concentración de tensiones en estos sectores. Estas planchuelas se modelaron de acero de las mismas características que el de las barras de refuerzo. La interacción entre las planchuelas de apoyo y aplicación de cargas y los elementos de hormigón se supusieron de tipo contacto rígido, con coeficiente de fricción igual a 0.35.

Se utilizó un motor de cálculo de tipo dinámico explícito, como debe realizarse siempre que se trabaje con materiales con fase de ablandamiento o rotura, para evitar problemas de convergencia en el cálculo ([Manual, 2012](#)). El tiempo del ensayo se adoptó en 5 segundos. De esta forma se logró una velocidad que limita el tiempo de corrida, evitando demoras excesivas en cada corrida, sin alcanzar valores importantes de la energía cinética en el modelo.

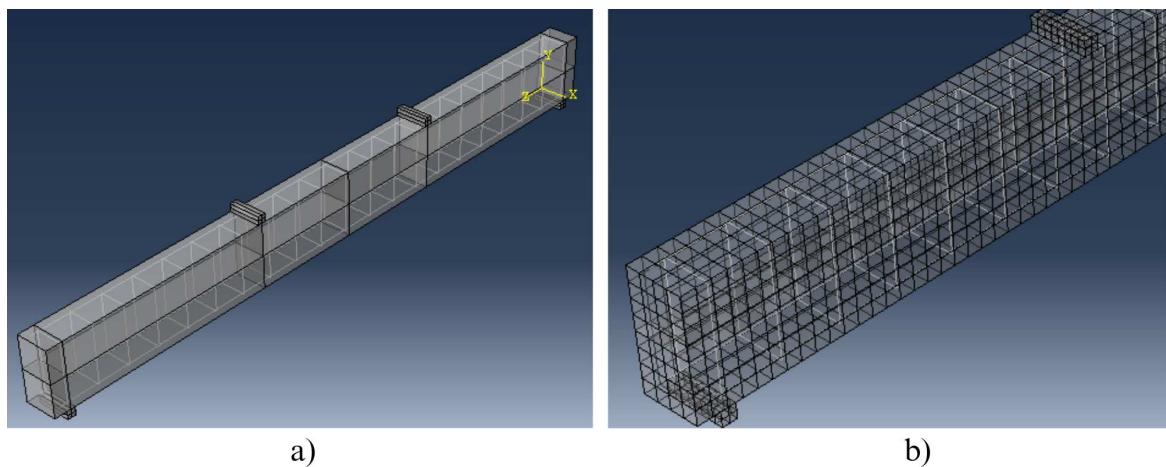


Figura 2: a) modelo 3D de una viga; b) detalle de extremo de viga y malla.

### 3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

A continuación se presentan y comentan los resultados obtenidos de la simulación numérica de las vigas híbridas analizadas. El estudio realizado permitió evaluar el comportamiento estructural de las vigas híbridas variando los diámetros de la armadura longitudinal, sin el consiguiente gasto de recursos que conllevaría su construcción y ensayo.

#### 3.1. Viga con armadura de flexión de 6 mm

Puede observarse que el comportamiento de la VH con armadura longitudinal de 6 mm presenta un adecuado comportamiento estructural hasta la rotura (Fig. 3 a) y b)). Antes del inicio de la fluencia de la armadura, presenta un escalón con reducción de la resistencia. Probablemente, ese incremento en la capacidad de carga, por sobre el escalón de fluencia de la armadura, se deba a la presencia de las fibras de PP, aportando resistencia al a tracción con un valor mayor al correspondiente al de la fluencia de la armadura. Esto sucede hasta el momento en que las fisuras son lo suficientemente grandes como para separar las fibras de la matriz de HCE, dejando de aportar a la resistencia de la capa inferior, en tracción, de las vigas. Entonces, con el aumento de la deformación, las fibras ceden y se generan las fisuras localizadas y el escalón en la curva carga desplazamiento.

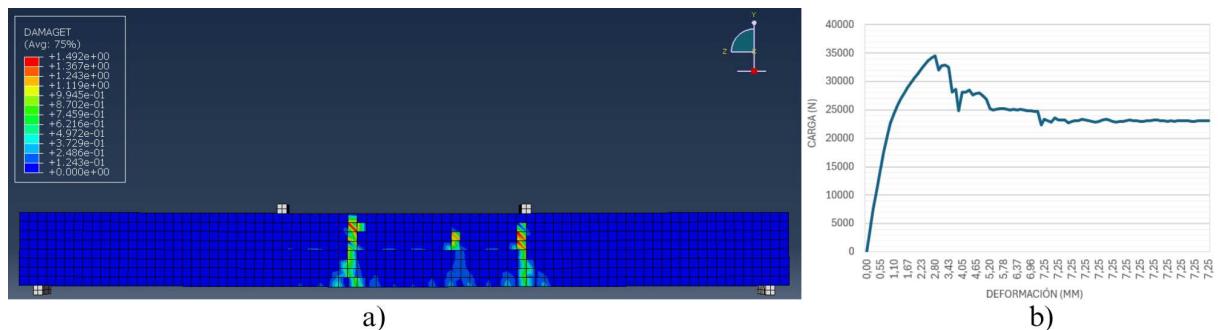


Figura 3: a) Visualización del daño a tracción (DAMAGET); b) Curva carga-deformación

### 3.2. Viga con armadura de flexión de 8 mm

La VH con armadura de 8 mm no presenta el mismo escalón que la anterior, producto de que la carga para la cual comienza la fluencia de la armadura es mayor. Finalmente, aparecen también las fisuras localizadas en el HCERFPP, aunque en mayor número y distribución que en la anterior.

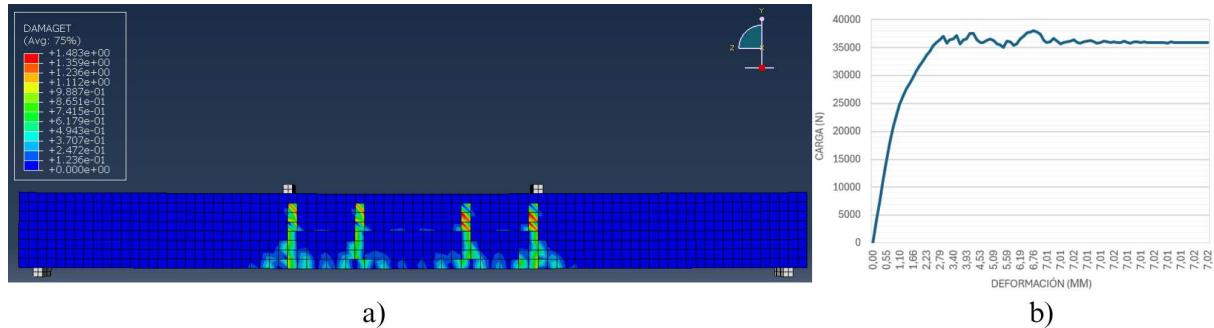


Figura 4: a) Visualización del daño a tracción (DAMAGET); b) Curva carga-deformación

### 3.3. Viga con armadura de flexión de 10 mm

Se observa en este caso una mayor dispersión del daño, formando pequeñas zonas de daño en la parte inferior, con fisuras más distribuidas. La curva carga-deformación muestra una pequeña recuperación de la capacidad portante luego del pico, lo que podría deberse a la redistribución de los esfuerzos luego de la fisuración.

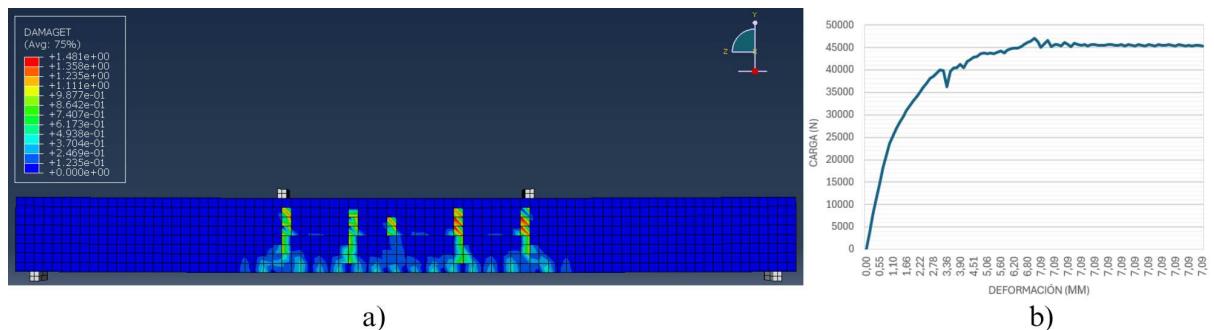


Figura 5: a) Visualización del daño a tracción (DAMAGET); b) Curva carga-deformación

### 3.4. Viga con armadura de flexión de 12 mm

Se presenta una distribución del daño más uniforme, lo que evidencia una mejor colaboración entre el acero y el hormigón. Se registra un notable incremento en la capacidad de carga post-pico, asociado a un comportamiento más dúctil.

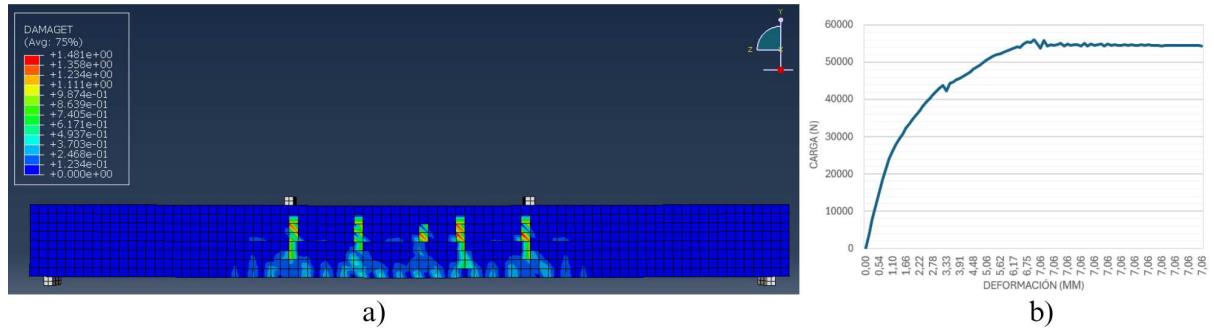


Figura 6: a) Visualización del daño a tracción (DAMAGET); b) Curva carga-deformación

### 3.5. Viga con armadura de flexión de 16 mm

No se observa daño localizado en la fase de HCERFPP, dando lugar a la formación de fisuras ampliamente distribuidas a lo largo de la viga. La curva carga-deformación presenta un crecimiento sostenido de la capacidad de carga y un comportamiento altamente dúctil.

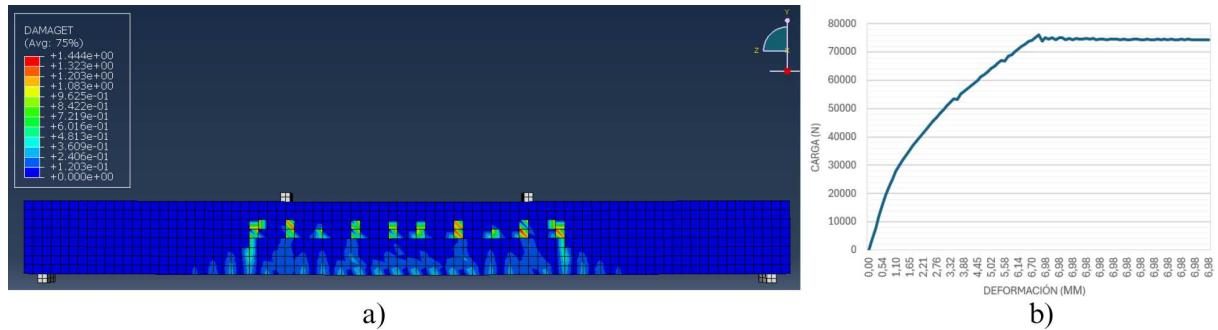


Figura 7: a) Visualización del daño a tracción (DAMAGET); b) Curva carga-deformación

### 3.6. Comparación entre especímenes simulados

En términos generales, se observa que durante la etapa inicial, todas las vigas presentan un comportamiento similar, correspondiente a una respuesta lineal-elástica dominada por la respuesta de los hormigones de ambas capaz sin fisurar. Posteriormente, en las etapas con fisuración y, a medida que se incrementa el diámetro de la armadura inferior, la respuesta a flexión pasa a depender de la armadura de tracción y del aporte de las FPP. En la Figura 8 se observan todas las curvas carga-desplazamiento obtenidas, superpuestas en un único gráfico cartesiano. Además, en la tabla 1, se presenta una comparación de las cargas máximas, rigideces secantes e índice de ductilidad de los diferentes especímenes simulados. Las rigideces secantes se consideraron variando el punto de carga-deformación considerado, en las siguientes etapas de relevancia: carga máxima (hasta  $P_{\text{máx}}$ ), inicio de la fluencia de la armadura longitudinal (hasta fluencia) y carga para la máxima deformación alcanzada (hasta  $P_{\text{última}}$ ). Con el aumento de la armadura, aumentan la mayoría de los parámetros evaluados. La rigidez hasta  $P_{\text{máx}}$ , es la excepción, ya que la misma presenta su máximo valor para la armadura de 6 mm. También la rigidez hasta  $P_{\text{última}}$  y el índice de ductilidad para la armadura de 16 mm contradicen esta tendencia.

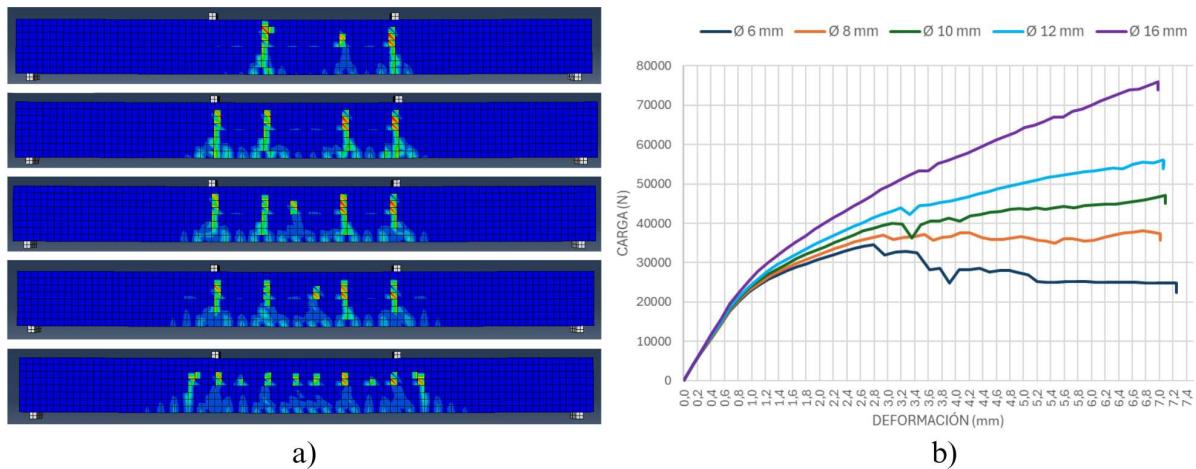


Figura 8: a) Comparativa de daño; b) Comparativa de curvas carga-deformación

<b>Deformac [mm]</b>	2,80	6,76	7,09	7,06	6,98
<b>Carga máx [N]</b>	34.552,27	38.036,74	47.104,70	56.087,51	76.010,58
Variación [ % ]	0,00	10,08	36,33	62,33	119,99
<b>Rigidez secante (hasta P máx) [N/mm]</b>	12.343,42	5.629,30	6.645,54	7.947,71	10.895,81
Variación [ % ]	0,00	-54,39	-46,16	-35,61	-11,73
<b>Rigidez secante (hasta fluencia) [N/mm]</b>	6.367,35	9.716,78	10.798,78	12.700,04	14.815,99
Variación [ % ]	0,00	52,60	69,60	99,46	132,69
<b>Rigidez secante (hasta P última) [N/mm]</b>	3.411,17	5.337,09	6.643,72	7.944,33	10.889,68
Variación [ % ]	0,00	65,81	83,08	84,15	68,51
<b>Índice de ductilidad [-]</b>	1,15	1,91	2,11	2,12	1,94
Variación [ % ]	0,00	65,81	83,08	84,15	68,51

Tabla 1: Comparación de cargas máximas, rigideces e índice de ductilidad de los especímenes simulados.

#### 4. CONCLUSIONES

Los resultados obtenidos a partir de la simulación numérica de las vigas híbridas permiten evaluar el comportamiento estructural de este tipo de elementos frente a esfuerzos de flexión. Se observa que todas las curvas carga-deformación presentan un tramo inicial con comportamiento lineal similar, correspondiente a la etapa elástico-lineal dada por el hormigón. Probablemente debido al aporte de las fibras en el HCE para tomar los esfuerzos de tracción. Cuando se acentúa el daño en el hormigón celular espumado reforzado con fibras de polipropileno (HCERFPP), las curvas divergen en función del diámetro de la armadura de flexión.

Las vigas con armaduras de menor diámetro ( $\varnothing 6$  y  $\varnothing 8$  mm) presentan una capacidad de carga significativamente menor, mostrando una caída abrupta posterior al pico máximo. Lo que indica que hasta la falla, las FPP aportan rigidez a las VH. A medida que se incrementa el diámetro de la armadura ( $\varnothing 10$ ,  $\varnothing 12$  y  $\varnothing 16$  mm), se observa un aumento sostenido de la

capacidad portante alcanzada y de su deformación. Debido al incremento de la resistencia de la armadura de tracción con su diámetro.

El uso de armaduras de flexión de mayor diámetro mejora significativamente el desempeño post-pico y el control del daño, permitiendo una mejor respuesta estructural.

En base a los resultados obtenidos, es recomendable la utilización de barras de acero de diámetro mínimo de 8 mm. Con la finalidad de evitar la generación del escalón de disminución abrupta de la resistencia a flexión observado en la viga con armadura longitudinal de 6 mm. Además, la adición de fibras de PP al HCE, evitar fallas frágiles por corte o flexión del material.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la firma Premoldeados Salamanca, del Ing. Héctor R. Retamal; al Grupo de Estudio de Maderas (GEMA) de la Facultad Regional C. del Uruguay de la UTN y a la firma Ferrocement S.A. Este trabajo no hubiese sido posible sin su desinteresado apoyo.

## REFERENCIAS

- A.C.I. C. 523.3r-14: Guide for cellular concretes above 50 lb/ft<sup>3</sup> (800 kg/m<sup>3</sup>). *American Concrete Institute*, páginas 1–21, 2014.
- CEB-FIB. Model code for concrete structures 2010. *Document Competence Center Siegmar Kästl eK, Germany*, páginas 1–432, 2010. doi:10.1002/9783433604090.
- Huang Z. y Liew J.R. Nonlinear finite element modelling and parametric study of curved steel–concrete–steel double skin composite panels infilled with ultra-lightweight cement composite. *Construction and Building Materials*, 95:922–938, 2015.
- Lee J. y Fenves G.L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of engineering mechanics*, 124(8):892–900, 1998.
- Lubliner J., Oliver J., Oller S., y Oñate E. A plastic-damage model for concrete. *International Journal of solids and structures*, 25(3):299–326, 1989.
- Manual A.S.U. Abaqus 6.11. [http://130.149.89\(2080\):v6](http://130.149.89(2080):v6), 2012.
- Ozbakkaloglu T., Lim J.C., y Vincent T. Frp-confined concrete in circular sections: Review and assessment of stress–strain models. *Engineering Structures*, 49:1068–1088, 2013.
- Retamal F.A. y Rougier V.C. Experimental study and development of an analytical model of stress-strain curve for foamed cellular concrete in uniaxial compression. *26º Argentine Conference on Structural Engineering*, páginas 1–15, 2021. (In Spanish).
- Retamal F.A. y Rougier V.C. Mechanical behavior of reinforced concrete hybrid beams made with normal concrete, foamed cellular concrete and fiber reinforced foamed cellular concrete. *Innovative Infrastructure Solutions*, 8(11):290, 2023a.
- Retamal F.A. y Rougier V.C. Modelado numérico de vigas de hormigón celular armado, simple y reforzado con fibras. *Mecánica Computacional*, 40(7):279–288, 2023b.
- Retamal F.A. y Rougier V.C. Analytical model of stress-strain curve for foamed cellular concrete in compression. *Advances in materials research: AMR*, 13(5):355–374, 2024a.
- Retamal F.A. y Rougier V.C. Simulación del comportamiento a flexión de vigas híbridas de hormigón normal y hormigón celular. 2024b.
- Sun C., Zhu Y., Guo J., Zhang Y., y Sun G. Effects of foaming agent type on the workability, drying shrinkage, frost resistance and pore distribution of foamed concrete. *Construction and Building Materials*, 186:833–839, 2018. doi:10.1016/j.conbuildmat.2018.08.019.