

MODELADO NUMÉRICO DE VIGAS DE HORMIGÓN CELULAR ARMADO, SIMPLE Y REFORZADO CON FIBRAS

NUMERICAL MODELING OF REINFORCED CELLULAR CONCRETE BEAMS, SIMPLE AND FIBER REINFORCED

Facundo A. Retamal y Viviana C. Rougier

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, retamalf@frcu.utn.edu.ar, rougierv@frcu.utn.edu.ar

Palabras clave: simulación numérica, curva tensión-deformación, hormigón celular espumado, fibras de polipropileno.

Resumen. El hormigón celular espumado (HCE) es un material con propiedades beneficiosas para su uso en la industria de la construcción. Además, es un tipo de hormigón sustentable (HS) debido, por una parte, al ahorro de energía que genera su capacidad aislante y, por otra parte, a su bajo consumo de agregados, ya que los reemplaza por burbujas de aire. En este trabajo se presenta la simulación numérica del ensayo a flexión a cuatro puntos de vigas de HCE simple y de HCE reforzado con diferentes dosis de fibras de polipropileno (HCERFPP), con armadura tradicional de acero para flexión y corte en ambos casos. Tanto el HCE como el HCERFPP son modelados como materiales homogéneos con propiedades equivalentes (macromodelo) y para la obtención de los parámetros intervinientes en el modelo se utilizan resultados experimentales de ensayos de caracterización de los materiales. Además se propone un modelo de curva de comportamiento a compresión adaptada para HCE. El problema es resuelto en un código de elementos finitos no lineal y se utiliza un modelo de daño y plasticidad acoplados. Finalmente, los resultados obtenidos se comparan con datos experimentales, observándose una buena correlación, en lo que respecta a rigidez inicial de las curvas y valores de cargas que limitan cada etapa del comportamiento.

Keywords: numerical simulation, stress-strain curve, foamed cellular concrete, polypropylene fibers.

Abstract. Foamed cellular concrete (FCC) is a material with beneficial properties for use in the construction industry. Also, it is a type of sustainable concrete (SC) due, on one hand, to the energy savings generated by its insulating capacity and, on the other hand, to its low consumption of aggregates, since it replaces them with air bubbles. This paper presents the numerical simulation of the four-point bending test of simple FCC beams and FCC reinforced with different doses of polypropylene fibers (PPFRFCC), with traditional steel reinforcement for bending and shear, in both cases. Both FCC and PPFRFCC are modeled as homogeneous materials with equivalent properties (macromodel) and experimental results from material characterization tests were used to obtain the parameters involved in the model. In addition, a compression behavior curve model adapted for FCC is proposed. The problem is solved in a nonlinear finite element code and a coupled plasticity and damage model is used. Finally, the results obtained are compared with experimental data, observing a good correlation, with regard to the initial stiffness of the curves and values of loads that limit each stage of behavior.

1. INTRODUCCIÓN

Un modelo matemático de curva tensión-deformación permite describir el comportamiento mecánico de un material sometido a un determinado esfuerzo, mediante el ingreso de un menor número de datos, por lo que tienen diversas aplicaciones importantes (Sun et al., 2018). En el caso del hormigón, se han desarrollado varios modelos para diferentes tipologías, como son el HN, HL, hormigón de alta resistencia (HAR), hormigón reforzado con fibra (HRF), etc. (Ozbakkaloglu et al., 2013), pero no se han desarrollado este tipo de curvas específicamente para HCE, a conocimiento de los autores. El HCE es un tipo de hormigón celular (HC) en el que se incorporan burbujas de aire a través de una espuma preformada, que se adiciona a una pasta o mortero de cemento (A.C.I., 2014). Es común, además, la incorporación de adiciones minerales, activas o inertes, aditivos químicos, fibras, entre otros. Se trata de un material con características particulares y muy variables, dependiendo de los usos para los que se diseñe. Con densidades que varían entre 100 y 2 050 kg/m³ (Chica y Alzate, 2019).

En este trabajo se presenta el desarrollo de un modelo de curva tensión-deformación, que describe el comportamiento a compresión simple del HCE, hasta la falla, sin confinamiento. Seguidamente, se completa la curva de comportamiento total del HCE utilizando la porción de curva de comportamiento a compresión post-pico del Código Modelo 2010 de la CEB-FIB (CEB-FIB, 2010) y se utiliza la curva de comportamiento a tracción para HL y HLRF de esta misma publicación, para representar en su totalidad el comportamiento resistente del HCE y el HCERFPP. De esta forma, se logra representar la totalidad de la curva de comportamiento a compresión del HCE (pre y post pico), además del comportamiento de tracción de este material, con y sin la adición de fibras de polipropileno FPP. Estas curvas se introducen en un software comercial de elementos finitos para simular el comportamiento a flexión de vigas compuestas por HCE y HCERFPP utilizando el programa comercial ABAQUS ABAQUS® y se comparan los resultados así obtenidos, con los generados a través de una campaña experimental.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

En este apartado, se comentan en primer lugar, los aspectos relacionados a la obtención de la curva tensión-deformación del HCE; para luego dar paso a la descripción de las características de la vigas de HCE elaboradas y estudiadas experimentalmente. Finalmente, se recopilan los aspectos fundamentales concernientes al modelado numérico de los materiales y elementos estructurales.

2.1. Curva tensión-deformación para HCE

Para la obtención de las curvas tensión-deformación del HCE en compresión hasta el pico, se llevó a cabo una campaña experimental. Se fabricaron y curaron 22 probetas cilíndricas HCE de 150 mm de diámetro, por 300 mm de altura, con modalidad de elaboración de probetas en obra, de acuerdo con la norma ASTM C-31.

Se utilizó Cemento Portland Compuesto CPC 50, con una densidad específica igual a 2.954, determinada experimentalmente según la norma ASTM C188 y arena fina de río, con una densidad específica en condición superficial seca saturada igual a 2.65, obtenida de acuerdo con la norma ASTM C128. Para preparar la espuma preformada se utilizó un agente espumante de tipo sintético de marca comercial, disponible en el mercado local. Se generaron 22 diseños de mezcla con la finalidad de abarcar un importante rango de resistencias del HCE, de manera de que los resultados del trabajo sean aplicables a HCE con diferentes características y dosificaciones.

Se realizaron ensayos a compresión simple sobre cada probeta, de acuerdo con la norma

ASTM C39, a las que se colocó un compresómetro con 3 potenciómetros, para medir la deformación y una celda de carga para obtener los valores de fuerza aplicada. Se utilizó una unidad HBM QuantumX MX840B, conectada a una computadora con el programa CatmanEasy, para la medición continua de estos datos. La aplicación de carga se realizó con una máquina de ensayo universal Shimadzu, con capacidad de 1000 kN. Las curvas carga-desplazamiento obtenidas experimentalmente, fueron procesadas con el fin de obtener las curvas tensión-deformación y de esta manera estudiar el comportamiento del HCE a compresión simple.

Para cada probeta ensayada, se determinó el módulo de elasticidad (E), según la norma ASTM C469, y los resultados obtenidos se presentan sobre el eje "y", en la figura Fig. 1 a). En el eje x se colocaron los valores correspondientes a la resistencia a compresión (f'_c). Luego, a través de análisis estadístico, se determinó que la curva potencial de ajuste era la que mejor representaba el comportamiento de los datos experimentales obtenidos. Para ello, se utilizó el coeficiente de correlación (R^2), el cual resultó igual a 0.66, indicando que existe correlación entre la expresión analítica y los datos experimentales.

Los valores de la deformación específica en el punto de máxima resistencia a la compresión (ε_0) también se determinaron a partir de los datos obtenidos experimentalmente. En la gráfica cartesiana de la Fig. 1 b) se pueden apreciar estos valores sobre el eje y , junto con sus correspondientes registros de resistencia a la compresión (f'_c), colocados sobre el eje x .

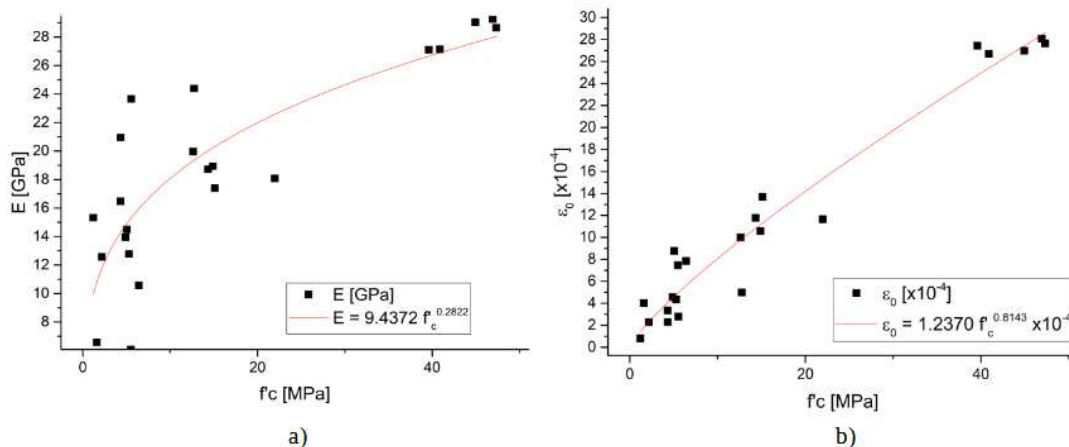


Figura 1: Curvas potenciales de ajuste para los valores experimentalmente obtenidos de: a) f'_c vs. E ; b) f'_c vs. ε_0 .

La curva potencial de ajuste fue, también para el caso de la deformación específica al pico (ε_0), la que devolvió el mayor valor de R^2 , igual a 0,95. Mostrando la correlación entre estos valores y la expresión matemática de ajuste que se muestra en la Fig. 1 b). Dicha ecuación, permite obtener los valores de deformación específica en el punto de máxima resistencia (f'_0) a partir de los datos obtenidos experimentalmente.

2.2. Vigas de HCE

Se realizaron 3 vigas de HCE, con diferentes dosificaciones de FPP: la viga V-1 se construyó con HCE con 0.00 % de FPP (HCE), para la viga V-2 se utilizó HCE con 0.50 % de FPP (HCERFPP-0.5) y para la viga V-3 se utilizó HCE con 1.00 % de FPP (HCERFPP-1.0). Las características geométricas de estas vigas fueron: secciones de 80 mm de ancho y 160 mm de alto, con una longitud total de 1.100 mm.

En la Fig. 2 a), se muestra una representación esquemática de la configuración del ensayo de flexión a cuatro puntos. La prueba se realizó de acuerdo con la norma ASTM C78. Los soportes

de las vigas consistían en soportes de rodillos en los dos extremos. Ubicando los apoyos a 25 mm de cada extremo de la viga, se obtuvo una luz entre apoyos de 1000 mm. En la Fig. 2 b), se presenta una fotografía del ensayo de las vigas estudiadas.

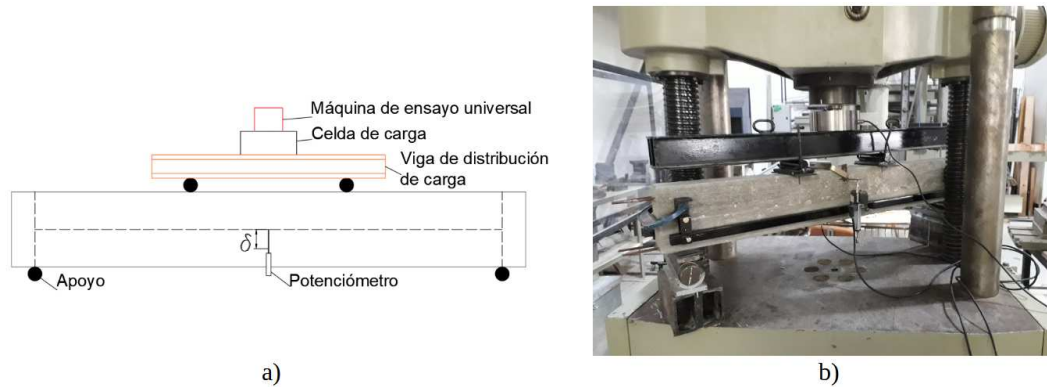


Figura 2: Ensayo sobre vigas: a) esquema; b) fotografía.

La carga se aplicó utilizando una máquina de ensayo universal con una capacidad de 1000 kN. Se usaron dos potenciómetros, colocados en los laterales de cada viga en posición vertical, para registrar la deflexión en la mitad de la luz. Como en el caso de las probetas cilíndricas de HCE, los datos fueron recolectados por un sistema de equipo de medición continua de carga-deflexión y se analizaron para obtener las curvas de carga-deformación. Se utilizaron los mismos materiales ya descritos para las probetas cilíndricas y para las vigas: mismos tipos de cemento, arena, agua y espuma preformada, de manera de que los resultados obtenidos sean representativos.

2.3. 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, ε_t^{pl} y ε_c^{pl} , vinculadas a los mecanismos de falla bajo carga de tracción y compresión, respectivamente. ε_t^{pl} y ε_c^{pl} se definen como las deformaciones plásticas equivalentes de tracción y compresión, respectivamente (Manual, 2012). El modelo asume que la respuesta a tracción y compresión uniaxial del hormigón es caracterizada por la plasticidad del material dañado.

El modelo CDP requiere los valores del módulo elástico (E), el coeficiente de Poisson (μ), 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 (ψ), la excentricidad del potencial de flujo (ϵ), la relación de tensión equibiaxial inicial de fluencia a la compresión a la tensión de fluencia uniaxial 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 (μ). 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° y $0,2$, respectivamente. Las relaciones tensión-deformación bajo tracción y compresión uniaxial son representadas por las Ec. 1 y 2, respectivamente:

$$\sigma_t = (1 - d_t) \cdot E_0 \cdot (\varepsilon_t - \varepsilon_t^{\sim pl}). \quad (1)$$

$$\sigma_c = (1 - d_c) \cdot E_0 \cdot (\varepsilon_c - \varepsilon_c^{\sim pl}), \quad (2)$$

Para una caracterización completa y representativa del comportamiento de los hormigones a través del modelo CDP se debe introducir el parámetro de daño al mismo (Gao et al., 2021; Raza et al., 2020), tanto en tracción (d_t) como en compresión (d_c). En las secciones siguientes se describen las formulaciones para d_c y d_t utilizadas para cada tipo de hormigón.

2.3.1. Modelo constitutivo utilizado para simular el HCE

Para el modelado del HCE, se trabajó con el modelo CDP del programa comercial ABAQUS®. Se utilizó el modelo de curva tensión-deformación desarrollado y presentado precedentemente para simular el HCE en compresión, y se combinó con el del Código Modelo 2010 de la CEB-FIB (CEB-FIB, 2010) para hormigones livianos. El modelo analítico de curva tensión-deformación específica hasta el pico, desarrollado en el presente trabajo para HCE en compresión, se presenta en las Ec. 3) a 6:

$$f_c = f'_c \left[\frac{\left(\frac{E}{E_0}\right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right) - \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^2}{1 + \left(\frac{E}{E_0} - 2\right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)} \right], \quad (3)$$

$$E = 9,4372 f'_c{}^{0,2822}, \quad (4)$$

$$\varepsilon_0 = 1,2370 f'_c{}^{0,8143} \times 10^{-4}, \quad (5)$$

$$E_0 = \frac{f'_c}{\varepsilon_0}. \quad (6)$$

Como se explicó, este modelo de curva devuelve el valor de la tensión en compresión del HCE (f_c) para cada valor de su deformación específica (ε), 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. 7.

$$D_{c,norm} = A_0 e^{-\tilde{\varepsilon}_{c,norm}^{in}/t_0} + B_0. \quad (7)$$

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 el modelado del comportamiento del HCE a tracción, se utilizaron las expresiones propuestas por el CM 2010 de la CEB-FIB (2010) para hormigones livianos, que modifican parámetros del HN, para adaptarlos a éstos últimos.

De manera similar a lo realizado para la simulación del daño a compresión, el parámetro de daño a tracción (d_t) del HCE se determinó utilizando la ecuación propuesta por Huang y Liew (2015), que se muestra a continuación, en la Ec. 8:

$$D_{t,norm} = A_1 e^{-w_{c,norm}/t_1} + B_1. \quad (8)$$

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 $t_1 = 0,6$.

2.3.2. Modelo constitutivo utilizado para el HCERFPP

Para la modelación del hormigón celular espumado reforzado con fibras de polipropileno (HCERFPP), se trabajó también con el modelo CDP del programa comercial ABAQUS®. Se ha comprobado que la incorporación de fibras no afecta significativamente el comportamiento a compresión del hormigón (CEB-FIB, 2010). Por esto, se adoptó el modelo de curva tensión-deformación desarrollado en el presente trabajo, al igual que para el HCE sin refuerzo de fibras.

Por otra parte, 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). Donde, f_{Fts} representa la resistencia residual en servicio, definida como la resistencia post fisuración para cargas de servicio, y f_{Ftu} representa la resistencia residual última. Estas resistencias deben ser determinadas según las tensiones residuales a flexión del material, utilizando las expresiones que se muestran a continuación en Ec. 9 y en Ec. 10, respectivamente:

$$f_{Fts} = 0,45 f_{R1}, \quad (9)$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{w_u}{CMOD_3} (f_{Fts} - 0,5 f_{R3} + 0,2 f_{R1}) \geq 0. \quad (10)$$

Donde w_u es la máxima apertura de fisura aceptada para el diseño estructural, y su valor depende de la ductilidad requerida.

Como en el caso anterior (HCE), para la determinación del parámetro de daño en tracción (d_t) del HCERFPP-0.5 y HCERFPP-1.0, se utilizó la expresión propuesta por Huang y Liew

(2015), que se presentó en la Ec. 8. El valor del parámetro desconocido t_1 para el HCERFPP-0.5 se adoptó igual a 0.05, mientras que para el HCERFPP-1.0, se tomó $t_1 = 0,2$. Como en el caso anterior, se procuró lograr que se cumplan con las condiciones necesarias de las deformaciones plásticas, que ya se mencionaron anteriormente: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica.

2.3.3. 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 intervinientes 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 (ε_{uk}).

El comportamiento de la interfaz entre hormigón y barras de acero de refuerzo es modelado utilizando la función embebido (embed), 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.

2.4. Simulación numérica de las vigas

Se presentan a continuación los detalles de la simulación numérica de las vigas de HCE y HCERFPP, estudiadas en el presente trabajo, además de la comparación de resultados numéricos y experimentales. 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®.

2.4.1. Geometría y materiales simulados

Para modelar las vigas de HCE se distinguen distintos materiales 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. 3 a) se presenta el modelo 3D de viga implementado para la simulación. En la Fig. 3 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

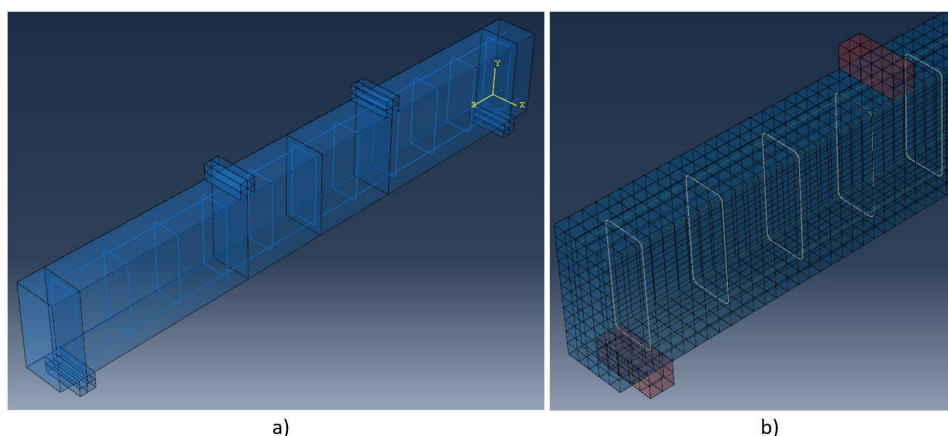


Figura 3: a) modelo 3D de una viga; b) detalle de extremo de viga y mallado.

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.

3. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Se presentan a continuación los resultados de la modelación numérica de cada uno de los elementos estructurales elaborados y estudiados en la campaña experimental realizada.

En primer lugar, se compara a la viga V-1, elaborada con HCE sin FPP, con su modelo numérico. En la Figura 4 a) se muestra la viga modelada numéricamente, donde se pueden observar las tipologías de fisuras y, a través de ellas, el modo de fallo. En la Fig. 4 b), se comparan las curvas carga-desplazamiento numérica y experimental del espécimen V-1, elaborado con HCE. Puede observarse una adecuada aproximación entre ambas curvas. Se destaca un incremento en la rigidez del elemento simulado en el inicio del ensayo, que luego disminuye, para acercar ambas curvas desde una deformación $\delta = 2.66$ mm. La carga máxima alcanzada por el elemento estructural es sobrestimada por el modelo en un 5,6 %. Se observa además, que el modelo sobrestima el momento de fisuración de la viga.

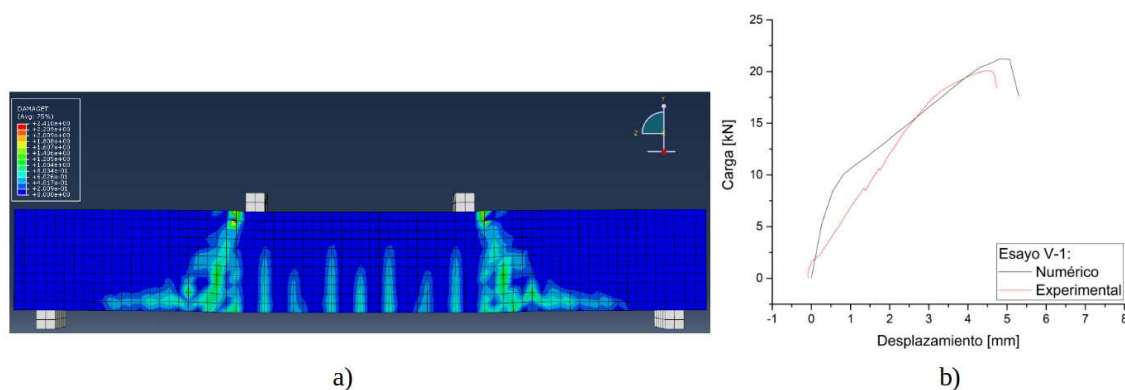


Figura 4: Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la V-1.

En la Figura 5 a) se compara la viga V-2 ensayada experimentalmente con la simulada numéricamente, donde se pueden observar las tipologías de fisuras. En la Fig. 5 b) se comparan la curva carga desplazamiento numérica de esta viga, elaborada con HCERFPP-0.5, con la curva experimental obtenida. Se puede ver una adecuada aproximación del ensayo realizado a través

de su simulación numérica. La curva numérica sobrestima los valores de tensión del ensayo, sin embargo lo hace dentro de márgenes aceptables y con buena predicción del comportamiento a flexión durante todo su desarrollo. A pesar de esto, la carga máxima es sobrestimada en un 21,6 %. Como en el caso anterior, el modelo sobrestima el momento de fisuración de la viga.

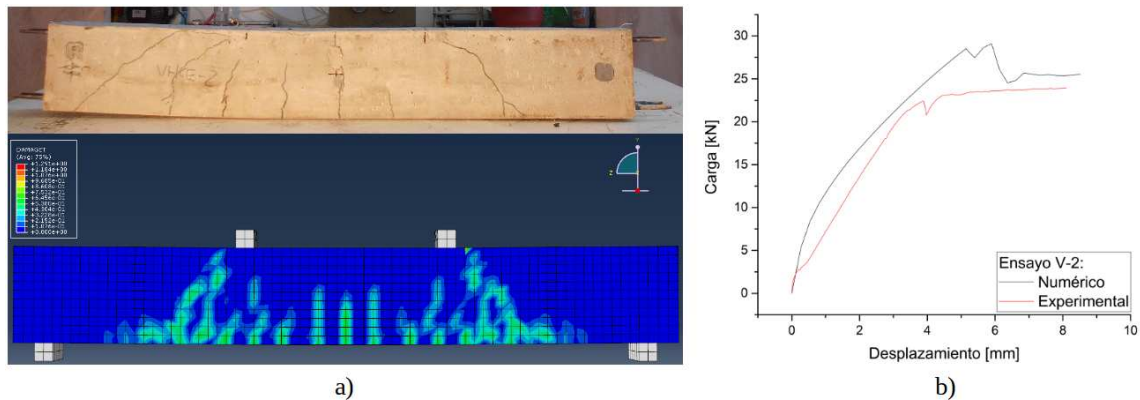


Figura 5: Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la V-2.

Finalmente, se compara a la viga V-3 elaborada con hormigón HCERFPP-1.0, con su modelo numérico. En la Figura 6 a) se comparan la viga ensayada experimentalmente y la simulada numéricamente, donde se pueden observar las tipologías de fisuras. En la Fig. 6 b) se presenta un gráfico cartesiano en el que se grafican las curvas obtenidas para el ensayo del elemento material y su modelación numérica, realizada según las especificaciones comentadas en los apartados anteriores del presente capítulo. Al igual que en el caso anterior, la simulación sobrestima los valores de la tensión en cada etapa del comportamiento a flexión, aunque dentro de valores aceptables y reproduciendo con buena aproximación la forma de la curva, esto es, las rigideces en cada etapa de su comportamiento a flexión. La carga máxima alcanzada por el elemento estructural ensayado también es menor que la simulada por el modelo numérico en un 23,4 %. En este caso también, el modelo sobrestima el momento de fisuración de la viga.

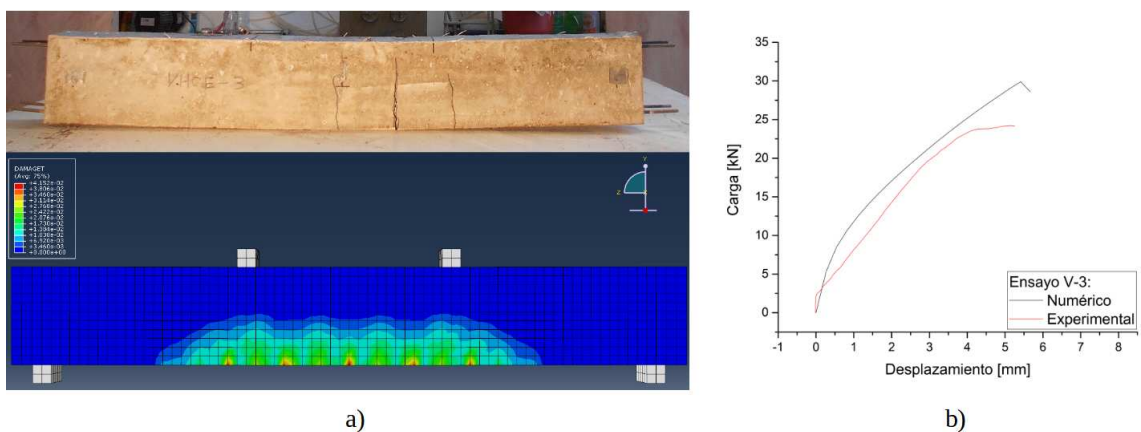


Figura 6: Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la V-3.

4. CONCLUSIONES

En el presente trabajo se propone un modelo analítico de curva tensión-deformación desarrollado para HCE en compresión que se implementó para la simulación numérica de vigas de

HCE y HCERFPP.

La forma de modelar los elementos estructurales estudiados, así como los materiales que los componen, es sencilla y posibilita reproducir los ensayos de caracterización con buen ajuste.

Mediante la adaptación propuesta del modelo es posible simular numéricamente los ensayos realizados con resultados suficientemente cercanos a los resultados experimentales obtenidos. Ello, demuestra que el modelo propuesto para modelar estos hormigones especiales es satisfactorio.

Se logró una adecuada representación de los patrones de daño, en coincidencia con las observaciones en los elementos estructurales de la campaña experimental desarrollada.

La herramienta numérica desarrollada resulta útil en la reproducción numérica del comportamiento de vigas de HCE y HCERFPP, permitiendo entender el trabajo de la estructura resultante y brindando estimaciones aceptables de la carga máxima esperada. Representa, por lo tanto, una herramienta numérica útil para el diseño de este tipo de elementos y materiales y para la predicción de su comportamiento.

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/ft³ (800 kg/m³). *American Concrete Institute*, páginas 1–21, 2014.
- CEB-FIB. Model code for concrete structures 2010. *Document Competence Center Siegmund Kästl eK, Germany*, páginas 1–432, 2010. doi:10.1002/9783433604090.
- Chica L. y Alzate A. Cellular concrete review: New trends for application in construction. *Construction and Building Materials*, 200:637–647, 2019.
- Gao D., Gu Z., Wei C., Wu C., y Pang Y. Effects of fiber clustering on fatigue behavior of steel fiber reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials*, 301:124070, 2021.
- 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.
- Raza A. et al. Experimental and numerical behavior of hybrid-fiber-reinforced concrete compression members under concentric loading. *SN Applied Sciences*, 2(4):1–19, 2020.
- 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.