

SIMULACIÓN DEL COMPORTAMIENTO A FLEXIÓN DE VIGAS HÍBRIDAS DE HORMIGÓN NORMAL Y HORMIGÓN CELULAR

Retamal, Facundo Atuel; Rougier, Viviana Carolina.

Ingeniero Civil

Universidad Tecnológica Nacional - FRCU

retamalf@frcu.utn.edu.ar

RESUMEN

El hormigón celular espumado (HCE) está compuesto por una pasta o mortero de cemento al que se le añade espuma preformada. Este tipo de hormigón es sostenible debido a su capacidad aislante, que ahorra energía, y a su bajo consumo de agregados, que son reemplazados por burbujas de aire. Sin embargo, a pesar de sus beneficios, su uso en elementos estructurales ha sido limitado históricamente por la baja rigidez de las estructuras construidas con este material, entre otros factores. Una técnica empleada para mejorar esta limitación es combinar el HCE con hormigón normal (HN) en la capa comprimida, creando elementos híbridos. Este estudio presenta la simulación numérica de pruebas de flexión a cuatro puntos en vigas de HCE de diferentes densidades, combinadas con HN en la capa superior, utilizando armaduras tradicionales de acero para flexión y corte en ambos casos. Tanto el HCE como el HN se modelan como materiales homogéneos. Se emplea un modelo de comportamiento a compresión para HCE, desarrollado por los autores, en un código de elementos finitos no lineal con acoplamiento de daño y plasticidad. Los resultados obtenidos se comparan con datos experimentales, mostrando una adecuada correlación.

ABSTRACT

Foamed cellular concrete (FCC) consists of a cement paste or mortar to which preformed foam is added. This type of concrete is sustainable due to its insulating capacity, which saves energy, and its low consumption of aggregates, which are replaced by air bubbles. However, despite its benefits, its use in structural elements has historically been limited due to the low rigidity of structures built with this material, among other factors. One technique used to improve this limitation is to combine FCC with normal concrete (NC) in the compressed layer, creating hybrid elements. This study presents the numerical simulation of four-point bending tests on beams of FCC of different densities, combined with NC in the top layer, using traditional steel reinforcement for bending and shear in both cases. Both FCC and NC are modeled as homogeneous materials. A compression behavior model for FCC, developed by the authors, is employed in a nonlinear finite element code with coupled damage and plasticity. The obtained results are compared with experimental data, showing an adequate correlation.

Organiza:

INTRODUCCIÓN

En este trabajo, se presenta la simulación numérica de vigas híbridas compuestas por hormigón normal (HN) y hormigón celular espumado (HCE) simple y reforzado con fibras de polipropileno (HCERFPP). El objetivo es poner a punto una herramienta computacional que pueda ser utilizada para reproducir el comportamiento de dichos elementos estructurales. La simulación numérica se hizo utilizando un programa de elementos finitos dinámico no lineal en tres dimensiones y pequeñas deformaciones. Se trabajó con el programa comercial ABAQUS®, y el proceso realizado, se describe en esta sección.

Las vigas modeladas fueron concebidas como tipologías alternativas para la utilización estructural del HCE. Es sabido que este material presenta características beneficiosas para la industria de la construcción, como son su bajo peso propio, baja transmitancia térmica y acústica^{1,2}. Sin embargo, en sus aplicaciones estructurales, se encontraron desventajas, que también son comunes a otros hormigones livianos, como su fragilidad y baja rigidez^{3,4}. Con la combinación de la hibridación más la aplicación de fibras se logró mitigar e incluso mejorar estos aspectos negativos, manteniendo la disminución del peso propio y una adecuada respuesta de los elementos estructurales⁵.

Todos los modelos fueron resueltos en el marco de la Mecánica de los Medios Continuos, utilizando modelos de continuos en los que la fisuración o fractura se consideran de manera distribuidas. En todos los casos se trató el problema en pequeñas deformaciones. Se utilizó un macromodelo. En los macromodelos se representa al material como un material homogéneo equivalente con propiedades promedio. Tienen la ventaja de que están desarrollados en una escala congruente con la escala de análisis estructural. En general están basados en enfoques fenomenológicos en los que las leyes constitutivas se obtienen a partir de bases termodinámicas y/o ensayos de laboratorio. Estos modelos no incluyen la modelación explícita de la influencia de la adición de fibras, su proporción ni orientación. Al usar modelos originalmente desarrollados para hormigón simple se modifica la respuesta en tracción para tener en cuenta el efecto de las fibras. Entonces el problema es obtener la curva de tracción que puede ser medida en un ensayo de tracción u obtenida indirectamente de ensayos de flexión.

El trabajo se completa con la comparación de los resultados numéricos y experimentales, que permite validar la herramienta numérica capaz de predecir el comportamiento de alternativas no ensayadas resultando útil para el diseño de este tipo de elemento estructural.

PROGRAMA EXPERIMENTAL

Las vigas híbridas modeladas fueron descriptas y estudiadas previamente por los autores⁵. Se resumen a continuación sus características principales. Se confeccionaron con HCE simple y HCERFPP, utilizando Cemento Portland

Organiza:

Compuesto (CPC 50), arena silíceo de río y agua potable, de características determinadas según normativa legal vigente. Se utilizó agente espumante de tipo sintético, de marca comercial disponible en el mercado local. Para el HN se utilizaron los mismos materiales, pero reemplazando la espuma preformada por agregado de tipo canto rodado de río, también silíceo. Las FPP utilizadas fueron de una marca comercial (MACRONITA® 0.6), son fibras sintéticas cortadas de materiales poliméricos. Con longitudes iguales a 50 mm, 0.60 mm de diámetro; esbeltez o relación de aspecto igual a 83; 920 kg/m³ de densidad; módulo de elasticidad de 6 GPa y resistencia a la tracción de 548 MPa. En la Tabla 1, se presentan los diseños de mezcla utilizados. Se destaca que se utilizaron 2 dosajes de FPP, 0.5 y 1.0 % en volumen.

Material	HCE-1	HCERFPP-0.5-1	HCERFPP-1.0-1	HN-1
Cemento [kg/m ³]	1049	1049	1049	390
Arena [kg/m ³]	500	500	500	734
Ag. Grueso [kg/m ³]	-	-	-	1019
Agua [kg/m ³]	350	350	350	195
Espuma [kg/m ³]	5.25	5.25	5.25	-
Fluidificante [kg/m ³]	-	-	-	4.68
Fibras PP [%]	-	0.50	1.00	-

Tabla 1 – Diseños de mezcla utilizados.

Se realizaron ensayos de caracterización de las mezclas utilizadas, según normativa legal vigente. Con estas mezclas se elaboraron las vigas híbridas que se modelan en el presente trabajo. Las características geométricas de las vigas utilizadas en las campañas experimentales fueron: secciones de 80 mm de ancho y 160 mm de alto, con una longitud total de 1100 mm. Para las vigas híbridas se adoptó en cada caso un espesor de la capa superior de compresión de 80 mm de HN y el mismo espesor de la capa inferior, compuesta por HCE/HCERFPP-0.5/HCERFPP-1.0. El detalle de construcción de estos elementos estructurales se presenta en la Figura 1.

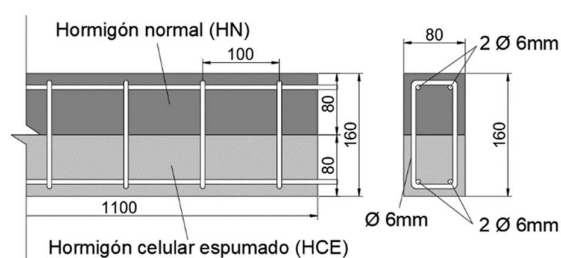


Figura 1. Esquema de vigas híbridas.

Organiza:

Las nomenclatura y composición de las vigas híbridas modeladas se resumen en la Tabla 2.

Denominación de vigas	Materiales componentes
VH-1-IT	HN-1 (capa superior) HCE-1 (capa inferior)
VH-2-IT	HN-1 (capa superior) HCERFPP-0.5-1 (capa inferior)
VH-3-IT	HN-1 (capa superior) HCERFPP-1.0-1 (capa inferior)

Tabla 2 – Denominación y materiales componentes de las vigas híbridas modeladas.

En la Figura 2 se muestran una fotografía y 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 50 mm de cada extremo de la viga, se obtuvo una luz entre apoyos de 1000 mm.

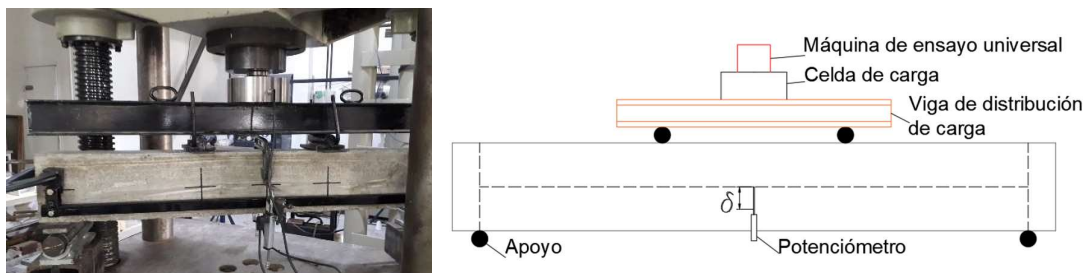


Figura 2. Fotografía (izq.) y esquema (der.) de ensayo de flexión a cuatro puntos.

MODELOS CONSTITUTIVOS

Se emplearon diversos tipos de hormigón para las campañas experimentales desarrolladas en el presente trabajo: hormigón normal (HN), hormigón celular espumado (HCE) y hormigón celular espumado reforzado con fibras de polipropileno (HCERFPP). Para todos los hormigones mencionados se utilizó el modelo denominado Concrete Damaged Plasticity (Concrete Damaged Plasticity (CDP), que es una adaptación de los modelos constitutivos desarrollados para hormigón, para su utilización en ABAQUS®^{6,7}. Se trata de un modelo continuo de

Organiza:

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, respectivamente⁸. El modelo asume que la respuesta a tracción y compresión uniaxial del hormigón es caracterizada por la plasticidad del material dañado, como se muestra en Figura 3 y Figura 4.

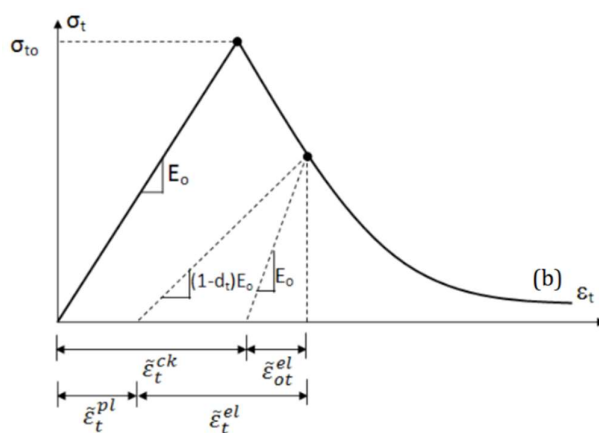


Figura 3. Comportamiento del hormigón bajo esfuerzos de tracción uniaxial⁸.

Bajo tracción uniaxial, la respuesta tensión-deformación sigue una relación elástica lineal hasta que se alcanza el valor del esfuerzo de falla, σ_{to} . La tensión de rotura corresponde a la aparición de micro fisuras en el hormigón. Para tensiones superiores a la de falla, la formación de microfisuras se representa macroscópicamente con una respuesta tensión-deformación de ablandamiento.

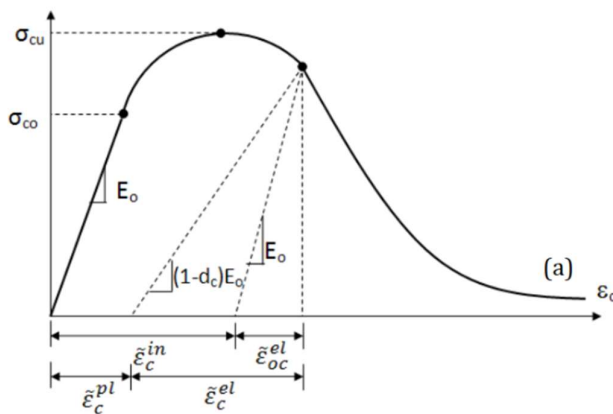


Figura 4. Comportamiento del hormigón bajo esfuerzos de compresión uniaxial⁸.

Organiza:

Por otro lado, bajo compresión uniaxial la respuesta es lineal hasta el valor de fluencia inicial, σ_{c0} . En régimen plástico, la respuesta típica se caracteriza por un endurecimiento por tensión seguido de un ablandamiento por deformación más allá de la tensión última, σ_{cu} . Esta representación, aunque algo simplificada, capta las principales características de la respuesta del hormigón. Se supone que las curvas de tensión-deformación uniaxial se pueden convertir en curvas de tensión frente a deformación plástica. (Esta conversión la realiza automáticamente ABAQUS®, a partir de los datos de tensión versus deformación inelástica proporcionados por el usuario⁸).

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:

$$\sigma_t = (1 - d_t) * E_0 * (\epsilon_t - \epsilon_t^{pl}) \quad (1)$$

$$\sigma_c = (1 - d_c) * E_0 * (\epsilon_c - \epsilon_c^{pl}) \quad (2)$$

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, tanto en tracción (d_t) como en compresión (d_c)^{9,10}. En las secciones siguientes se describen las formulaciones para d_c y d_t utilizadas para cada tipo de hormigón.

Modelo constitutivo utilizado para el hormigón normal

Para el HN, se utilizó el CDP de ABAQUS®, donde se introdujeron las relaciones tensión-deformación presentadas en el Código Modelo 2010 de la CEB-FIB¹¹, tanto para el comportamiento a compresión como a tracción.

Organiza:

Comportamiento a compresión

Como se dijo, el comportamiento a compresión de este modelo fue desarrollado a partir de la realización de modificaciones al originalmente desarrollado por Sargin et al.¹².

La relación entre σ_c y ε_c en compresión uniaxial se muestra en la Figura 5 y es descripta por la Ec. 3:

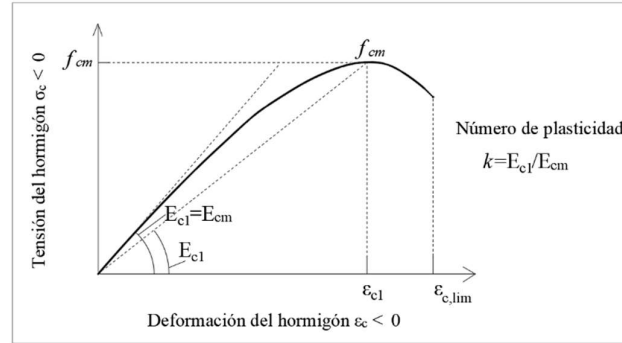


Figura 5. Representación esquemática de la relación tensión deformación del hormigón en compresión uniaxial¹¹.

$$\frac{\sigma_c}{f_{cm}} = - \left(\frac{k * \eta - \eta^2}{1 + (k - 2) * \eta} \right); \text{ for } |\varepsilon_c| < |\varepsilon_{c,lim}| \quad (3)$$

Donde $\eta = \varepsilon_c / \varepsilon_{c1}$, $k = E_{ci} / E_{c1}$, ε_{c1} es la deformación específica a la máxima tensión de compresión, E_{c1} es el módulo secante desde el origen al pico de la resistencia a compresión y k es denominado número de plasticidad.

El parámetro de daño a compresión (d_c) del HN se determinó utilizando la ecuación propuesta por Huang y Liew¹³, que se muestra a continuación, en la Ec. 4:

$$d_{c,norm} = A_0 e^{-\varepsilon_{c,norm}^{in}/t_0} + B_0 \quad (4)$$

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: $\varepsilon_{c,norm}^{in} = \varepsilon_c^{in} / \varepsilon_{cm}$; 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: $\varepsilon_c^{in} = \varepsilon_c - f_0 / E_0$; $A_0 = 1 / (e^{-1/t_0} - 1)$; y $B_0 =$

Organiza:

$-1 / (e^{-1/t_0} - 1)$. Siendo A_0 , B_0 y t_0 parámetros auxiliares de la expresión. 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, calculadas a través de la Ec. 5, cumplan con las siguientes condiciones: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica. De esta forma, resultó $t_0 = 0.8$.

$$\varepsilon_c^{pl} = \varepsilon_c^{in} - \frac{d_c}{(1 - d_c)} \frac{\sigma_c}{E_0} \quad (5)$$

Donde, ε_c^{pl} es la deformación específica plástica en compresión del hormigón, y ε_c^{in} es la deformación específica inelástica en compresión del hormigón.

Comportamiento a tracción uniaxial

Para el comportamiento a tracción uniaxial del HN, el CEB-FIB⁶ introduce la relación que se ilustra en la Figura 6. La ecuación que gobierna esta relación se muestra a continuación, en la Ec. 6 y 7.

$$\sigma_{ct} = E_{ci} \cdot \varepsilon_{ct} \quad \text{para} \quad \sigma_{ct} \leq 0.9 \cdot f_{ctm} \quad (6)$$

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \cdot \left(1 - 0.1 \cdot \frac{0.00015 - \varepsilon_{ct}}{0.00015 - 0.9 \cdot f_{ctm}/E_{ci}} \right) \quad \text{para} \quad 0.9 \cdot f_{ctm} \leq \sigma_{ct} \leq f_{ctm} \quad (7)$$

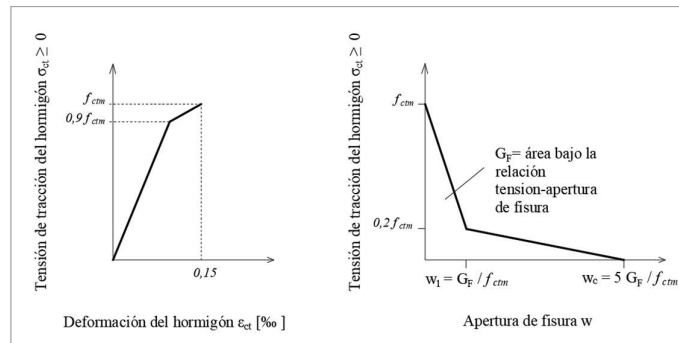


Figura 6. Representación esquemática de la relación tensión deformación del hormigón en tracción uniaxial¹¹.

Donde E_{ci} es el módulo de elasticidad tangente, en MPa; ε_{ct} es la deformación en

Organiza:

tracción; σ_{ct} es la tensión en tracción y f_{ctm} es la resistencia a tracción en MPa.

Para la sección fisurada, la representación bilineal de la relación tensión-apertura de fisura, que se muestra en la Figura 6, se puede estimar a través de la Ec. 8 y la Ec. 9:

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \cdot \left(1.0 - 0.8 \cdot \frac{\omega}{\omega_1}\right) \text{ for } \omega \leq \omega_1 \quad (8)$$

$$\sigma_{ct} = f_{ctm} \cdot \left(0.25 - 0.05 \cdot \frac{\omega}{\omega_1}\right) \text{ for } \omega_1 \leq \omega \leq \omega_c \quad (9)$$

Donde ω es la apertura de fisura en mm; $\omega_1 = G_F / f_{ctm}$ en mm cuando $\sigma_{ct} = 0.20 \cdot f_{ctm}$; $\omega_c = 5 \cdot G_F / f_{ctm}$ en mm cuando $\sigma_{ct} = 0$; G_F es la energía de fractura en N/mm y f_{ctm} es la resistencia tracción en MPa.

De manera similar a lo realizado para la simulación del daño a compresión, el parámetro de daño a tracción (d_t) del HN se determinó utilizando la ecuación propuesta por Huang y Liew⁸, que se muestra a continuación, en la Ec. 10:

$$d_{t,norm} = A_1 e^{-\omega_{c,norm}/t_1} + B_1 \quad (10)$$

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 $\omega_{t,norm} = \omega / \omega_u$; $A_1 = 1 / (e^{-1/t_1} - 1)$; 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, calculadas a través de la Ec. 11, cumplan con las siguientes condiciones: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica. De esta forma, resultó $t_1 = 0.2$.

$$\varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{in} - \frac{d_t}{(1 - d_t)} \frac{\sigma_t}{E_0} \quad (11)$$

Donde, ε_t^{pl} es la deformación plástica específica del hormigón en tracción, y ε_t^{in} es la deformación específica inelástica del hormigón en tracción.

Organiza:

Modelo constitutivo utilizado para el hormigón celular espumado

Para el HCE en compresión, se utilizó el modelo analítico desarrollado por los autores¹⁴. Para ello, se adoptó la expresión matemática del Código Modelo 2010 de la CEB-FIB⁶ para hormigones livianos, modificando la ecuación para la determinación del módulo elástico (E) y el pico de tensión máxima (ε_0). Además, el módulo de elasticidad secante (E_0) puede obtenerse a través del módulo de elasticidad (E) y el del pico de tensión máxima (ε_0). El modelo analítico completo para HCE se compila en las Ec. 12 a 15:

$$f_c = f'_c \left[\frac{\left(\frac{E}{E_0}\right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right) - \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)^2}{1 + \left(\frac{E}{E_0} - 2\right) \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_0}\right)} \right] \quad (12)$$

$$E = 9.4372 f'_c{}^{0.2822}, \quad (13)$$

$$\varepsilon_0 = 1.2370 f'_c{}^{0.8143} \times 10^{-4}, \quad (14)$$

$$E_0 = \frac{f'_c}{\varepsilon_0} \quad (15)$$

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).

De manera análoga a lo realizado para el HN, el parámetro de daño a compresión (d_c) del HCE se determinó utilizando la ecuación propuesta por Huang y Liew¹³, que se presentó en la Ec. 4. En este caso, el valor del parámetro desconocido 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, como se realizó para el HN, resultó $t_0 = 0.9$.

Para el modelado del comportamiento del HCE a tracción, se utilizaron las expresiones propuestas por el Código Modelo de la CEB-FIB⁶ para hormigón liviano (HL), que modifican parámetros del HN, para adaptarlos a estos últimos.

De esta forma el módulo elástico se afecta por el factor de reducción η_E de la siguiente forma:

Organiza:

$$E_{lci} = \eta_E \cdot E_{ci} \quad (16)$$

Donde $\eta_E = (\rho / 220)$, es el factor de reducción a aplicar; ρ es la densidad seca en horno del HL en kg/m^3 ; y E_{ci} es el módulo elástico en MPa.

También el valor de la deformación al pico de resistencia debe ser modificado para la modelación del comportamiento de los HL, introduciendo el factor k_{lc} , que tiene en cuenta la utilización de diferentes tipos de arena:

$$\varepsilon_{lci} = -k_{lc} \cdot \frac{f_{lck} + 8}{E_{lc}} \quad (17)$$

Donde f_{lck} es la tensión característica del HL en MPa; E_{lc} es el módulo elástico en MPa del HL; y k_{lc} debe tomarse igual a 1.1 para agregado fino liviano, y 1.3 para agregado fino natural.

Como en el caso del HN, para la determinación del parámetro de daño en tracción del HCE (d_t) se utilizó la expresión propuesta por Huang y Liew¹³, que se presentó en la Ec. 10, del apartado 2.1. El valor del parámetro desconocido t_1 para el HCE sin fibras se adoptó igual a 0.25, de manera de lograr que se cumpla con las condiciones de deformaciones plásticas, calculadas a través de la Ec. 11, que ya se mencionaron en el apartado 2.1: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica.

Modelo constitutivo utilizado para el hormigón celular espumado, reforzado con fibras de polipropileno

Para la modelación del 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 HN⁶. Por esto, se adoptó el modelo de curva tensión-deformación desarrollado por los autores, ya mencionado, al igual que para el HCE sin refuerzo de fibras¹⁴.

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-FIB¹¹, que se muestra a continuación en Figura 7.

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. 18 y en Ec. 19, respectivamente:

Organiza:

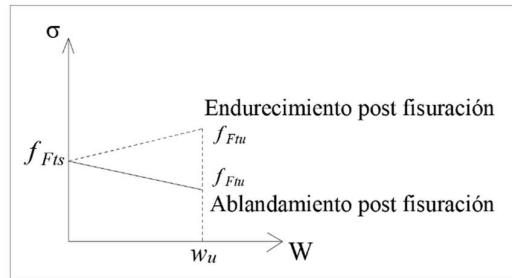


Figura 7. Modelo simplificado de comportamiento a tracción post fisuración: tensión-apertura de fisura (línea continua: ablandamiento, línea de puntos: endurecimiento)⁶.

$$f_{Fts} = 0.45 f_{R1} \quad (18)$$

$$f_{Ftu} = f_{Fts} - \frac{\omega_u}{CMOD_3} (f_{Fts} - 0.5f_{R3} + 0.2f_{R1}) \geq 0 \quad (19)$$

Donde ω_u es la máxima apertura de fisura aceptada para el diseño estructural, y su valor depende de la ductilidad requerida. $CMOD_3$ es el desplazamiento de la apertura de fisura en la entalla para un desplazamiento de 3,5 mm; f_{R1} es la tensión alcanzada para el $CMOD_1$; y f_{R3} es la tensión alcanzada para el $CMOD_3$. Estos valores se obtuvieron experimentalmente a través de la realización de ensayos según RILEM TC 162-TDF.

Como en los casos anteriores (HN y 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 Liew¹³, que se presentó en la Ec. 10, del apartado 2.1. El valor del parámetro desconocido b_t para el HCERFPP-0.5 se adoptó igual a 0.25, mientras que para el HCERFPP-1.0, se tomó $b_t = 0.2$. Como en los casos anteriores se procuró lograr que se cumplan con las condiciones necesarias de las deformaciones plásticas, calculadas a través de la Ec. 11, que ya se mencionaron en el apartado 2.1: ser siempre positivas y ser siempre crecientes al incrementarse la deformación inelástica.

Simulación numérica de la interfaz entre hormigones

La interfaz entre los hormigones utilizados en las vigas híbridas se modeló como una adherencia perfecta. Esto debido a que las vigas modeladas, con promotor de adherencia químico, no sufrieron fallas en la interfaz.

Organiza:

Simulación numérica del acero

Para modelar el acero de refuerzo se utilizó la simplificación propuesta por el Código Modelo 2010 de la CEB-FIB¹¹. 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 esta resistencia (ε_{uk}).

El comportamiento de la interfaz entre hormigón y barras de acero de refuerzo es modelado utilizando la función embebido (embedded), como es usual al simularse este tipo de elementos estructurales de hormigones de diversos tipos^{15,16}. Esto se justifica, además, debido a que no se observaron situaciones de falla en la adherencia del acero con ninguno de los tipos de hormigones utilizados. Lo usual es modelar la adherencia de las barras como adherencia perfecta, para no complicar el modelo sin causa justificada, y ahorrar costo computacional. Sólo en los casos en los que se presentan problemas de adherencia, o cuando se estudia específicamente este tema, se justifica modelar específicamente la interfaz entre estos materiales, no siendo el caso ni el propósito de este trabajo¹⁷.

SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LAS VIGAS HÍBRIDAS

Se presentan a continuación los detalles de la simulación numérica de las vigas híbridas de HN, HCE y HCERFPP, estudiadas en el trabajo mencionado⁵, 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®.

Geometría y materiales modelados

Para modelar las vigas híbridas se distinguen distintos materiales: una capa superior de HN y una capa inferior de HCE simple y HCERFPP, que se modelan utilizando los modelos constitutivos descriptos precedentemente. Las barras horizontales de acero y los estribos se modelaron con el modelo constitutivo del acero que se comentó anteriormente.

En la Figura 8 es posible distinguir los diferentes materiales usados según su color y ubicación. También se muestran allí las condiciones de apoyo y carga debidas a la configuración de ensayo implementada.

Organiza:

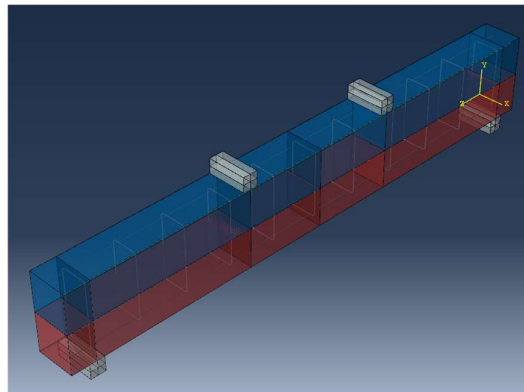


Figura 8. Modelo 3D de una viga híbrida. Materiales usados.

Malla de elementos finitos

Las porciones de hormigón se modelaron utilizando elementos tipo sólidos tridimensionales y se mallaron con elementos tipo ladrillo de 8 nodos y 8 puntos de integración, 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 Figura 9 se puede ver la malla 3D usada además de las condiciones de apoyo y carga. La simulación supone una viga simplemente apoyada con aplicación de incrementos de desplazamientos en los tercios de la luz.

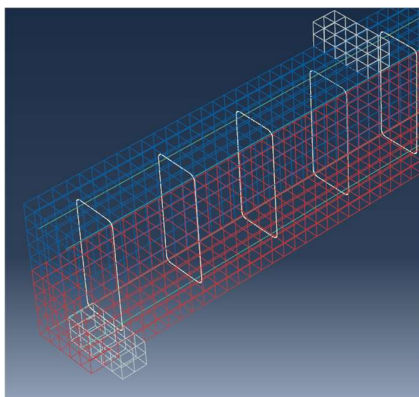


Figura 9. Malla de elementos finitos usada en la simulación de las vigas híbridas en 3D.

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

Organiza:

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 cálculo⁸. 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.

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 primera campaña realizada. En la Figura 10, se presenta un gráfico cartesiano en el que se grafican las curvas obtenidas para el ensayo de la viga VH-1-IT y su modelación numérica, realizada según las especificaciones comentadas en los apartados anteriores del presente capítulo. Puede observarse que el inicio de la curva de comportamiento a flexión es reproducido casi con exactitud por la simulación numérica. Luego, para una deformación aproximada de $\delta = 1.0$ mm, la curva de la simulación comienza a subestimar los valores de tensión en cada una de las etapas restantes de la curva. La forma general de ambas curvas es muy similar, y la carga última en ambos casos también es muy cercana, aunque se observa un retardo del escalón de fluencia para la curva numérica.

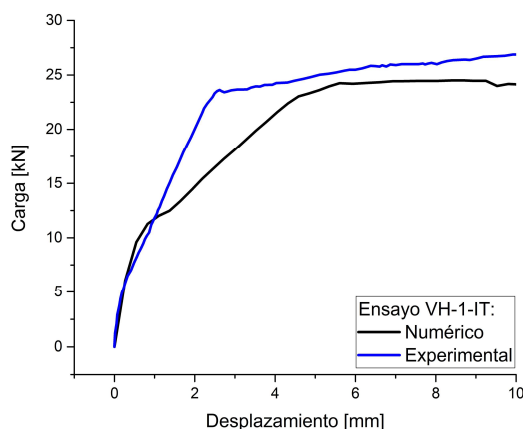


Figura 10. Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de VH-1-IT.

En las Figuras 11, 12 y 13 se presenta la representación gráfica del daño de la viga VH-1-IT. En la Figura 14 se muestra el espécimen ensayado con sus tipologías de fisuras.

Organiza:

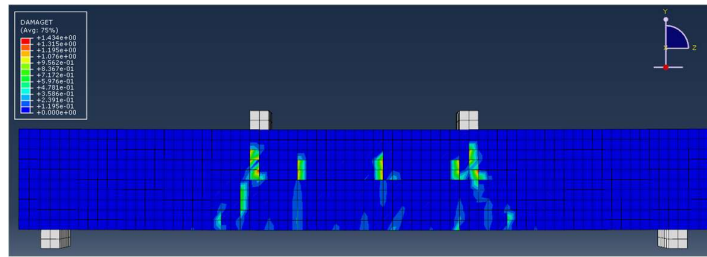


Figura 11. Captura del daño a tracción en la modelación numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la VH-1-IT: $\delta = 2.0$ mm.

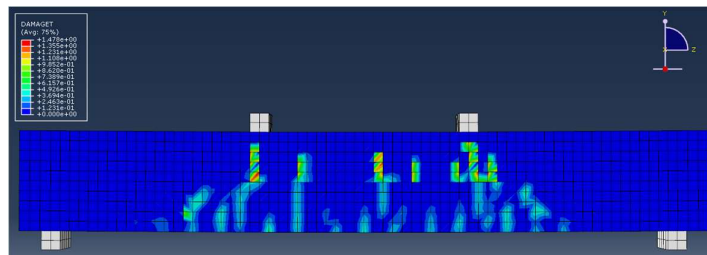


Figura 12. Captura del daño a tracción en la modelación numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la VH-1-IT: $\delta = 4.0$ mm.

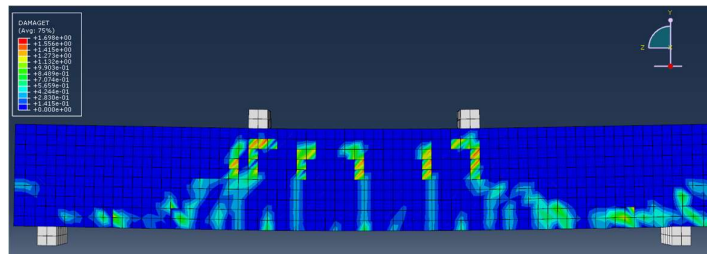


Figura 13. Captura del daño a tracción en la modelación numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la VH-1-IT: $\delta = 6.0$ mm.



Figura 14. Fotografía de la VH-1-IT luego de ser ensayada.

De igual manera, se compara a la viga VH-2-IT elaborada con HN-1 en su capa superior y HCERFPP-0.5-1 en la capa inferior con interfaz tratada, con su modelo numérico. En la Figura 15 se grafican las curvas obtenidas para el ensayo del elemento material y su modelación numérica, realizada según las especificaciones

Organiza:

comentadas en los apartados anteriores del presente capítulo.

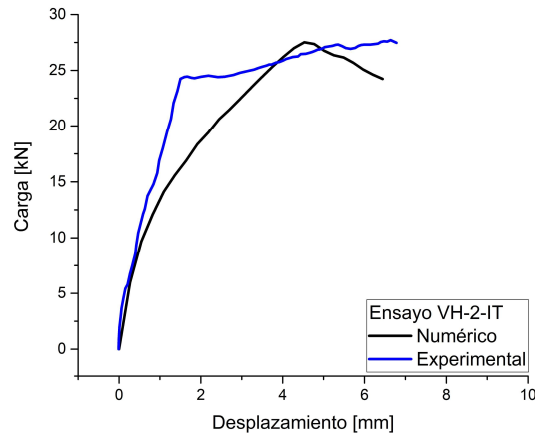


Figura 15: Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de VH-2-IT.

De manera similar a lo ocurrido en la primera viga híbrida, se observa en este caso una reproducción muy aproximada de la primera etapa de la curva de comportamiento a flexión a través de la simulación numérica. Luego, para una deformación de $\delta = 0.36$ mm, las curvas se separan y comienza la subestimación de los valores de la tensión en cada etapa del ensayo, por parte del modelo. En este caso, el escalón de fluencia se retarda algo más que en el caso anterior, mientras que la carga última alcanzada por el modelo sobrestima la experimental en un 11 %. En las Figuras 16 y 17 se comparan la viga ensayada experimentalmente y la modelada numéricamente, donde se pueden observar las tipologías de fisuras generadas en cada caso.

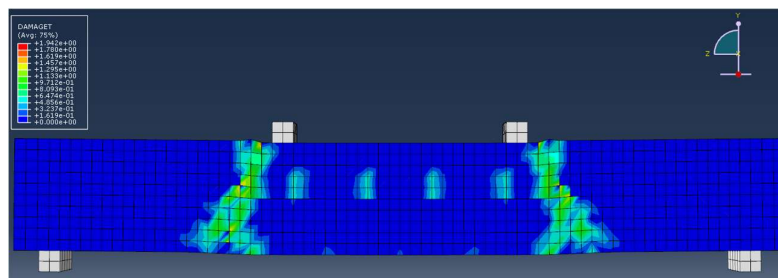


Figura 16: Captura del daño a tracción en la modelación numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la VH-2-IT.



Figura 17: Fotografía de la VH-2-IT luego de ser ensayada.

Organiza:

Finalmente, se compara también la viga VH-3-IT elaborada con HN-1 en su capa superior y HCERFPP-1.0-1 en la capa inferior con interfaz tratada, con su modelo numérico. En la Figura 18 se presenta un gráfico cartesiano en el que se grafican las curvas obtenidas para el ensayo del elemento material y su modelación numérica. Se aprecia un comportamiento similar al de las anteriores modelaciones de vigas híbridas, aunque con un alejamiento de la curva simulada algo mayor que en los casos anteriores, con una subestimación de las tensiones alcanzadas casi desde el inicio y un corrimiento de la curva hacia mayores valores de deformación en cada etapa de la curva. A pesar de esto, el comportamiento global del elemento es reproducido de manera aceptable a través del modelo numérico, lográndose una adecuada proximidad y semejanza en la forma de ambas curvas.

En las Figuras 19 y 20 se comparan la viga ensayada experimentalmente y la modelada numéricamente, donde se pueden observar las tipologías de fisuras generadas en cada caso.

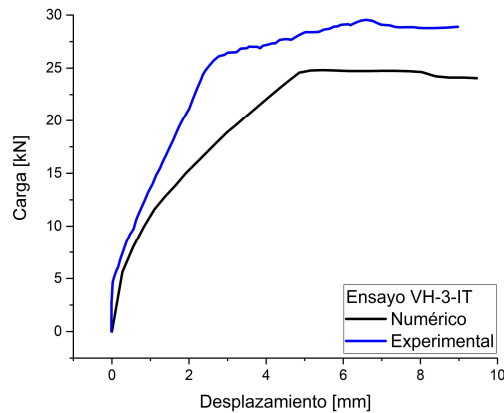


Figura 18: Comparación de curvas experimental y numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de VH-3-IT.

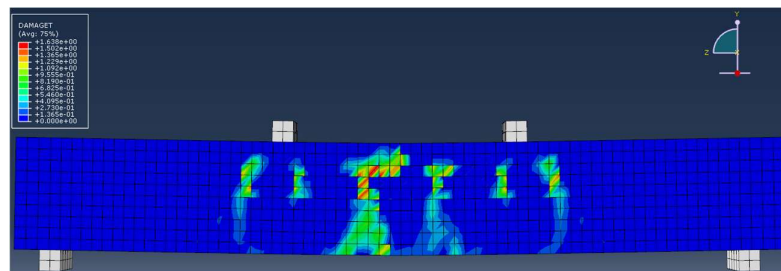


Figura 19. Captura del daño a tracción en la modelación numérica del ensayo de flexión a 4 puntos de la VH-3-IT.

Organiza:



Figura 20: Fotografía de la VH-3-IT luego de ser ensayada.

CONCLUSIONES

En el trabajo presentado se llevó a cabo la simulación numérica de vigas híbridas conformadas por HN y HCE/HCERFPP utilizando el modelo analítico de curva tensión deformación para HCE desarrollado por los autores. Se resumen a continuación las conclusiones alcanzadas en dicho capítulo:

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. Fue posible simular numéricamente los ensayos realizados mediante la utilización del modelo desarrollado por los autores, con resultados suficientemente cercanos a los experimentales obtenidos. Esto muestra que el modelo propuesto 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. A pesar de la variabilidad de materiales utilizados la simulación numérica arrojó resultados aceptables.

Los resultados obtenidos a través de la simulación numérica fueron adecuados para simular las vigas híbridas, que combinan los materiales modelados en un único elemento estructural.

La herramienta numérica desarrollada resulta útil en la simulación del comportamiento de vigas de HCE y HCERFPP, permitiendo entender el funcionamiento 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, como así también, para la predicción de su comportamiento.

Referencias:

- [1] Committee A.C.I. 523.3r-14: Guide for cellular concretes above 50 lb/ft³ (800 kg/m³). American Concrete Institute, pags. 1–21, 2014a.
- [2] Jones, M. R., & McCarthy, A. (2005). Preliminary views on the potential of foamed concrete as a structural material. Magazine of concrete research, 57(1), 21-31.
- [3] Lee, Y. L., Lim, J. H., Lim, S. K., & Tan, C. S. (2018). Flexural behaviour of reinforced lightweight foamed mortar beams and slabs. KSCE Journal of Civil Engineering, 22, 2880-2889.

Organiza:

- [4] Afifuddin, M., & Churrany, M. (2017). Shear behavior of fiber foam reinforced concrete beams. *Procedia engineering*, 171, 994-1001.
- [5] Retamal, F. A., & Rougier, V. C. (2023). 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.
- [6] Jacob Lubliner, Javier Oliver, Sand Oller, y Eugenio Oñate. A plastic-damage model for concrete. *International Journal of solids and structures*, 25(3):299–326, 1989.
- [7] Jeeho Lee y Gregory L Fenves. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures. *Journal of engineering mechanics*, 124(8):892–900, 1998.
- [8] Abaqus Scripting User's Manual. Abaqus 6.11. [http://130.149.89\(2080\):v6](http://130.149.89(2080):v6), 2012.
- [9] Danying Gao, Zhiqiang Gu, Congjie Wei, Chenglin Wu, y Yuyang Pang. Effects of fiber clustering on fatigue behavior of steel fiber reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials*, 301:124070, 2021.
- [10] Ali Raza et al. Experimental and numerical behavior of hybrid-fiber-reinforced concrete compression members under concentric loading. *SN Applied Sciences*, 2(4):1–19, 2020.
- [11] CEB-FIB. Model code for concrete structures 2010. Document Competence Center Siegmund Kastl eK, Germany, páginas. 1–432, 2010. doi:10.1002/9783433604090.
- [12] M Sargin, Soumya K Ghosh, y VK Handa. Effects of lateral reinforcement upon the strength and deformation properties of concrete. *Magazine of concrete research*, 23(75-76):99–110, 1971. doi:10.1680/mac.1971.23.76.99.
- [13] Zhenyu Huang y JY Richard Liew. 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.
- [14] Retamal, F. A., & Rougier, V. C. (2023). Modelado Numérico de Vigas de Hormigón Celular Armado, Simple y Reforzado con Fibras. *Mecánica Computacional*, 40(7), 279-288.
- [15] Mahmud Kori Effendi. Non-linear finite element analysis of flexural reinforced concrete beam using embedded reinforcement modeling. En *Journal of the Civil Engineering Forum*, tomo 6, pag. 271. Petra Christian University, 2020.
- [16] Ashutosh Kumar Yadav y Ashish Poudel. Study of crack pattern in rcc beam using abaqus. *Saudi J Civ Eng*, 5(5):116–123, 2021.
- [17] Xiangting Su, Zhenjun Yang, y Guohua Liu. Finite element modelling of complex 3d static and dynamic crack propagation by embedding cohesive elements in abaqus. *Acta Mechanica Sinica*, 23(3):271–282, 2010.

Organiza: