

SIMULACIÓN NUMÉRICA DE UN ELEMENTO DE HORMIGÓN EN ESTADO DE TRICOMPRESIÓN EMPLEANDO EL MODELO DE DAÑO DE MAZARS

Numerical simulation of a concrete element in a state of tricompression using the Mazars damage model

Luis Echevarría Giménez^a, Ana Almerich-Chulia^b, Viviana Jacqueline Castro Quispe^c, Sonia Martínez^d, Ana de Diego Villalón^e, María Dolores Criado Fernández^f

^a Ingeniero de Caminos, Canales y P. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC). lechevarria@ietcc.csic.es

^b Dra. Ingeniero Industrial. Universidad Politécnica de Valencia (UPV). analchu@mes.upv.es

^c Dra. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC).
viviana.castro@ietcc.csic.es

^d Dra. Arquitecto. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC). soniamdm@ietcc.csic.es

^e Dra. Ingeniero de Caminos, Canales y Puertos. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC).
adediego@ietcc.csic.es

^f Arquitecto. Instituto de Ciencias de la Construcción Eduardo Torroja (IETcc-CSIC). mariadolores.criado@ietcc.csic.es

RESUMEN

Existen diversas maneras de modelar el comportamiento elastoplástico en los modelos de elementos finitos, siendo uno de los más utilizados el modelo de Mazars. Uno de los principales desafíos al aplicar este modelo es la dificultad para determinar los parámetros necesarios cuando la información disponible es limitada. Este documento propone un enfoque sistemático para obtener los parámetros clave del modelo a simular en situaciones donde la información es escasa y no se pueden llevar a cabo ensayos de caracterización del material. Además, se incluye un ejemplo de aplicación utilizando un modelo que simula hormigón tricomprimido.

ABSTRACT

There are various ways to model elastoplastic behavior in finite element models, with the Mazars model being one of the most commonly used. One of the main challenges in applying this model is the difficulty of determining the necessary parameters when the available information is limited. This document proposes a systematic approach to obtain the key parameters of the model to be simulated in situations where information is scarce and material characterization tests cannot be conducted. Additionally, an application example is included using a model that simulates triaxially compressed concrete.

PALABRAS CLAVE: MEF, Modelo de Mazars, Daño, Hormigón, Tricompresión

KEYWORDS: FEM, Mazars damage model, Damage, Concrete, Tricompression

1. Introducción

La deformación de materiales frágiles bajo cargas mecánicas se caracteriza por una deformación elástica inicial. Si se excede un nivel crítico de

tensión o deformación, a la fase elástica seguirá una fase de fractura no lineal. A medida que se alcanza este valor crítico, las grietas crecen y se

extienden hasta que el material se fractura. La aparición y el crecimiento de las grietas juegan un papel importante en el fallo de materiales frágiles y existen varias teorías para describir dicho comportamiento [1].

Para simular el comportamiento del hormigón se han postulado diferentes teorías constitutivas, como la teoría de la elasticidad no lineal, la de plasticidad, la de las grietas difusas y las de mecánica del daño. A partir de estos modelos constitutivos, la teoría del daño continuo tiene la capacidad de modelar el deterioro progresivo, el inicio de microfisuras, y la evolución y coalescencia de estas microfisuras. Además, los modelos de daños pueden simular la degradación de propiedades mecánicas, como la rigidez elástica debido a la energía liberada durante la carga [2].

El comportamiento no lineal del hormigón puede modelizarse utilizando la teoría del daño. El modelo de daño puede tener en cuenta todos los aspectos importantes que deben considerarse en un análisis no lineal de estructuras de hormigón, tales como la diferencia de comportamiento a tracción y compresión, el efecto de la degradación de la rigidez debido a causas mecánicas y la objetividad de la respuesta con respecto a diferentes mallas de elementos finitos [3].

2. El modelo de Mazars

El modelo de daño de Mazars es utilizado en la mecánica de materiales para describir el comportamiento del daño y la degradación de materiales cuasi-frágiles, como son los materiales de base cemento, bajo diferentes tipos de cargas. Fue desarrollado por Jacques Mazars en la década de 1980 y es comúnmente empleado en los análisis mediante elementos finitos.

El modelo de Mazars es un modelo basado en la plasticidad que incorpora la mecánica del daño, con el fin de simular el comportamiento del hormigón en diversas condiciones de carga, incluidas las no linealidades como el

agrietamiento y el aplastamiento. Utiliza un parámetro de daño isotrópico como variable para caracterizar el daño, integrándolo en el comportamiento elastoplástico bajo tensiones tanto de tracción como de compresión para representar el comportamiento inelástico del material [4].

El parámetro principal utilizado en este modelo es la función de daño (d), un escalar que representa el estado de daño del material. Este parámetro varía entre 0 (material intacto) y 1 (material completamente dañado). Esta variable es la encargada de reducir las características mecánicas del material. Es función de los parámetros que definen el comportamiento tensión – deformación del material y del tensor de deformaciones de cada elemento.

El modelo de daño de Mazars consiste en suponer que el comportamiento tensión deformación del hormigón depende de un parámetro, denominado daño (d), de forma que, la relación entre la tensión y la deformación de dicho material sigue la ley constitutiva [5]:

$$\sigma = E \cdot \varepsilon \cdot (1 - d) \quad (1)$$

donde E es el módulo de Young del material, ε es la deformación y σ es la tensión.

La evolución del daño se determina considerando una deformación equivalente $\tilde{\varepsilon}$ que cuantifica el estado de tensión durante el historial de carga.

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\sum \langle \varepsilon_i \rangle_+^2} \quad (2)$$

$$f(\tilde{\varepsilon}, d) = \tilde{\varepsilon} - \kappa(d)$$

Donde κ es el parámetro que define el umbral de crecimiento del daño. Inicialmente, $\kappa_0 = \kappa(d = 0)$. Durante los pasos posteriores, adopta el valor máximo de la deformación equivalente en cada instante del historial de carga [6]:

$$\kappa = \max(\tilde{\varepsilon}, \kappa_0)$$

$$\tilde{\varepsilon} = \begin{cases} \varepsilon & \text{si } \varepsilon \geq 0 \\ -\nu\varepsilon\sqrt{2} & \text{si } \varepsilon < 0 \end{cases} \quad (3)$$

Este modelo supone que los dos modos de fallo principales en el hormigón son el agrietamiento por tracción y el aplastamiento por compresión, introduciendo dos variables internas.

Por ello, Mazars introdujo dos parámetros de daño para los casos de compresión y tracción, que se calculan a partir de la misma deformación equivalente (Eq. 2), utilizando dos funciones de daño diferentes, d_t y d_c . El parámetro de daño que entra en la ecuación constitutiva (1) es d_t bajo tracción y d_c bajo compresión. Bajo un estado de tensión general, el valor de d se obtiene como una combinación lineal:

$$d = \alpha_t \cdot d_t + \alpha_c \cdot d_c \quad (4)$$

donde α_t y α_c tienen en cuenta la naturaleza del estado de tensión. En el modelo original, Mazars tomó:

$$\begin{aligned} \alpha_t &= \alpha \\ \alpha_c &= 1 - \alpha \end{aligned} \quad (5)$$

de forma que, si todas las tensiones principales son no negativas, tenemos $\alpha_t = 1$ y $\alpha_c = 0$, y $d = d_t$; y si todas las tensiones principales son no positivas, tenemos $\alpha_t = 0$ y $\alpha_c = 1$, y $d = d_c$. Estos son los estados de “tracción pura” y de “compresión pura” [7]. Para los estados de tensión intermedios, el valor de d está entre d_t y d_c , dependiendo de las magnitudes relativas de las tensiones de tracción y compresión. Por lo tanto, d_t y d_c pueden obtenerse por separado a partir de ensayos uniaxiales.

En 1986, Mazars propuso las siguientes funciones para caracterizar la evolución del daño [1, 8]:

$$\begin{aligned} d_t &= 1 - \frac{\kappa_0(1 - A_t)}{\kappa} - \frac{A_t}{e^{[B_t(\kappa - \kappa_0)]}} \\ d_c &= 1 - \frac{\kappa_0(1 - A_c)}{\kappa} - \frac{A_c}{e^{[B_c(\kappa - \kappa_0)]}} \end{aligned} \quad (6)$$

Estos parámetros de daño simulan la degradación de la rigidez del hormigón con respecto al historial de carga.

Para la descripción completa del modelo de Mazars, se deben determinar siete parámetros principales: el módulo de Young, el coeficiente de Poisson, los parámetros de daño bajo un estado de tracción (κ_0 , A_t , B_t) junto con los parámetros de daño bajo un estado de compresión (A_c , B_c) [9].

3. Determinación de los parámetros

Aunque el modelo de daño de Mazars es ampliamente utilizado y ofrece varias ventajas para el análisis de materiales cuasi-frágiles, también presenta limitaciones sobre todo en dos aspectos: la dificultad para determinar los parámetros cuando la información disponible es limitada y la dificultad para trabajar en elementos donde las deformaciones de tracción del tensor de tensiones son de pequeña magnitud en comparación con las deformaciones de compresión.

Las fórmulas (6a, 6b) son válidas por encima del umbral de daño inicial, es decir, para $\kappa > \kappa_0$, mientras que para $\kappa \leq \kappa_0$ tanto d_c como d_t se anulan y la respuesta es puramente elástica [10].

El módulo de Young y el coeficiente de Poisson se pueden obtener a partir de un test de compresión uniaxial. Los parámetros A_t , B_t , A_c y B_c son parámetros del material relacionados con la forma de los diagramas de tensión-deformación uniaxiales. El parámetro de daño en tracción y compresión se puede asumir como activado cuando se alcanza la resistencia máxima en cada uno de dichos estados tensionales.

3.1. Determinación de los parámetros de tracción

Para la obtención experimental de los parámetros de tracción (κ_0 , A_t , B_t), debido a la gran inestabilidad del ensayo de tracción directa,

se prefiere el ensayo de flexión a 3 puntos, dado que es menos sensible a los efectos de localización.

3.1.1. Determinación del parámetro κ_0

Tal y como se ha indicado antes, el parámetro κ es el parámetro que define el umbral de crecimiento del daño. En una primera aproximación del umbral de daño, inicialmente κ_0 se considera [4]:

$$\kappa_0 = f_t / E_0 \quad (7)$$

donde f_t es la resistencia máxima a la tracción y E_0 es el módulo de Young inicial del material. La resistencia a la tracción del material f_t se puede deducir a partir de la resistencia a la compresión según las fórmulas de los códigos estándar.

3.1.2. Determinación de los parámetros A_t y B_t

A partir de los requisitos comunes sobre el comportamiento tensión-deformación a tracción, el valor de la tensión asintótica con deformaciones infinitas debe ser 0, por lo tanto, $A_t = 1$ [11] (Figura 2).

Sustituyendo dicho valor en “(6)”, obtenemos la evolución del daño a tracción:

$$d_t = 1 - \frac{1}{e^{[B_t(\kappa - \kappa_0)]}} \quad (8)$$

Bajo un ensayo de tracción simple del material, en cada instante de dicho ensayo, según (3), la deformación equivalente será $\tilde{\varepsilon} = \varepsilon_I$, (positivo indicando tracción), siendo las otras dos deformaciones principales nulas [11].

Por tanto, κ , definida como la suma de las tres deformaciones, cuando estas sean positivas será:

$$\kappa = \tilde{\varepsilon} = \varepsilon \quad (9)$$

El daño se producirá siempre que $\kappa > \kappa_0$, siendo la tensión para cada instante:

$$\begin{aligned} \sigma &= E \cdot \varepsilon \cdot (1 - d) = \\ &= E \cdot \varepsilon \cdot \left[1 - \left(1 - \frac{1}{e^{[B_t(\varepsilon - \kappa_0)]}} \right) \right] = E \cdot \varepsilon \cdot \left[\frac{1}{e^{[B_t(\varepsilon - \kappa_0)]}} \right] \end{aligned} \quad (10)$$

Al derivar la tensión con respecto a la deformación e igualando dicha derivada a 0, entonces la tensión será máxima (f_t), y la deformación a la que se alcanza dicha tensión será ε_{t0} :

$$\frac{d\sigma}{d\varepsilon} = \frac{E(1 - B_t \cdot \varepsilon)}{e^{[B_t(\varepsilon - \kappa_0)]}} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} &= 0 \\ \frac{E(1 - B_t \cdot \varepsilon_{t0})}{e^{[B_t(\varepsilon_{t0} - \kappa_0)]}} &= 0 \\ 1 - B_t \cdot \varepsilon_{t0} &= 0 \\ B_t &= \frac{1}{\varepsilon_{t0}} \end{aligned} \quad (12)$$

3.2. Determinación de los parámetros de compresión

Para garantizar una variación continua de la pendiente de la curva tensión-deformación en compresión, Mazars recomienda que se cumpla la siguiente relación entre los tres parámetros del material κ_0 , A_c y B_c [10]:

$$B_c = \frac{A_c - 1}{A_c \cdot \kappa_0} \quad (13)$$

$$\kappa_0 = \frac{A_c - 1}{A_c \cdot B_c} \quad (14)$$

3.2.1. Determinación del parámetro B_c

En caso de realizarse un ensayo de compresión simple al material, en cada instante de dicho ensayo, según la ecuación (3), la deformación principal es $\tilde{\varepsilon} = -\varepsilon_I$, (negativo indicando compresión), y las deformaciones laterales serán $\varepsilon_{II} = \varepsilon_{III} = -\nu \cdot \varepsilon_I$, siendo ν es el coeficiente de Poisson [11].

Por tanto, κ , definida como la suma de las tres deformaciones, será:

$$\kappa = \tilde{\varepsilon} = -\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2} \quad (15)$$

Y el daño se producirá siempre que $\kappa_c > \kappa_0$.

$$d = 1 - \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c)}{-\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2}} - \frac{A_c}{e^{B_c \cdot (\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2} - \kappa_0)}} \quad (16)$$

Y la tensión en ese momento será:

$$\begin{aligned} \sigma &= E \cdot \varepsilon \cdot (1 - d) = \\ &= E \cdot \varepsilon \cdot \left[\frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c)}{-\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2}} + \frac{A_c}{e^{B_c \cdot (\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2} - \kappa_0)}} \right] \\ &= \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2}} \\ &\quad + \frac{A_c \cdot E \cdot \varepsilon}{e^{B_c \cdot (\varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2} - \kappa_0)}} \\ &= \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2}} \\ &\quad + \frac{A_c \cdot E \cdot e^{B_c \cdot \varepsilon \kappa_0} \cdot \varepsilon}{e^{-B_c \cdot \varepsilon \cdot \nu \cdot \sqrt{2}}} \end{aligned} \quad (17)$$

Si consideramos que:

$$\begin{aligned} L &= A_c \cdot E \cdot e^{B_c \cdot \kappa_0} \\ N &= \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2}} \\ M &= -B_c \cdot \nu \cdot \sqrt{2} \end{aligned}$$

se puede simplificar la expresión anterior:

$$\sigma = K + \frac{L \cdot \varepsilon}{e^{M \cdot \varepsilon}} \quad (18)$$

Al derivar la tensión con respecto a la deformación e igualando dicha derivada a 0, entonces la tensión será máxima (f_{co}), y la deformación a la que se alcanza dicha tensión será ε_{co} :

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} &= \frac{L \cdot e^{M \cdot \varepsilon} - L \varepsilon M \cdot e^{M \cdot \varepsilon}}{e^{2 \cdot M \cdot \varepsilon}} \\ &= \frac{L(1 - M \cdot \varepsilon)}{e^{M \cdot \varepsilon}} \end{aligned} \quad (19)$$

$$\begin{aligned} \frac{d\sigma}{d\varepsilon} &= 0 \\ L \cdot \frac{1 - M \cdot \varepsilon_{co}}{e^{M \cdot \varepsilon_{co}}} &= 0 \\ 1 - M \cdot \varepsilon_{co} &= 0 \\ \varepsilon_{co} = \frac{1}{M} &\rightarrow M = \frac{1}{\varepsilon_{co}} \end{aligned} \quad (20)$$

Por lo que se puede obtener el valor de B_c :

$$\begin{aligned} M &= -B_c \cdot \nu \cdot \sqrt{2} \\ B_c &= \frac{1}{-\varepsilon_{co} \cdot \nu \cdot \sqrt{2}} \end{aligned} \quad (21)$$

3.2.2. Determinación del parámetro A_c

Si ε_{co} se ha definido como la deformación que se produce a la mayor tensión del material. Entonces, $\sigma(\varepsilon_{co})$ es máxima e igual a f_{co} :

$$\begin{aligned} f_{co} &= N + \frac{L \cdot \varepsilon_{co}}{e^{M \cdot \varepsilon}} = N + \frac{L \cdot \varepsilon_{co}}{e^1} \\ &= \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2}} \\ &\quad + \frac{A_c \cdot E \cdot e^{B_c \cdot \kappa_0} \cdot \varepsilon_{co}}{e^1} \\ &= \frac{\kappa_0 \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2}} + A_c \cdot E \\ &\quad \cdot e^{B_c \cdot \kappa_0 - 1} \cdot \varepsilon_{co} \end{aligned} \quad (22)$$

Sustituyendo (14) en (22):

$$\begin{aligned} f_{co} &= \frac{(A_c - 1) \cdot (1 - A_c) \cdot E}{-\nu \cdot \sqrt{2} \cdot A_c \cdot B_c} + \\ &\quad + A \cdot E \cdot e^{\frac{A_c - 1}{A_c} \cdot \frac{A_c}{A_c} \cdot \varepsilon_{co}} \end{aligned} \quad (23)$$

De dicha ecuación, el único valor desconocido es A_c , luego puede calcularse A_c a partir del valor de f_{co} .

$$\begin{aligned}
f_{co} &= A_c \cdot E \cdot e^{\frac{-1}{A_c} \cdot \varepsilon_{co}} \\
&+ \frac{(A_c - 1)^2 \cdot E}{A_c \cdot \nu \cdot \sqrt{2} \cdot \frac{1}{-\varepsilon_{co} \cdot \nu \cdot \sqrt{2}}} = \\
&= A_c \cdot E \cdot e^{\frac{-1}{A_c} \cdot \varepsilon_{co}} - \frac{(A_c - 1)^2}{A_c} \cdot E \cdot \varepsilon_{co} \quad (24)
\end{aligned}$$

$$\frac{f_{co}}{E \cdot \varepsilon_{co}} = A_c \cdot e^{\frac{-1}{A_c}} - \frac{(A_c - 1)^2}{A_c}$$

Sin embargo, esta ecuación (24) no tiene solución analítica. Pero si valoramos la función del parámetro A_c para sus valores más comunes [1, 1.5], se puede obtener una función cuadrática:

$$\begin{aligned}
&-0.1152 \cdot A_c^2 + 0.6566 \cdot A_c \\
&- 0.1361 \quad (25)
\end{aligned}$$

que presenta valores muy similares a los de la función original, para el rango especificado, con la ventaja de que esta sí presenta solución analítica (Figura 1).

$$A_c = \frac{-0.6566 \pm \sqrt{0.4311 + 0.4608 \left(-0.1361 - \frac{f_{co}}{\varepsilon_{co} \cdot E} \right)}}{-0.2304} \quad (27)$$

3. Comparación con materiales

Con el fin de validar la formulación anterior, se toman muestras de dos materiales base cemento. Por un lado, se tiene un hormigón con resistencia media de 23.8 N/mm², según los datos experimentales. Por otro lado, se toma un mortero compuesto por cemento, áridos y fibras metálicas que se emplea en el refuerzo estructural y reparación, el "Planitop HPC" de Mapei, cuyas características mecánicas después de 28 días alcanzan una resistencia a la compresión de 130 N/mm² y una resistencia a la flexión de 32 N/mm² [12].

A partir de estos valores de resistencias características, se obtienen los valores que

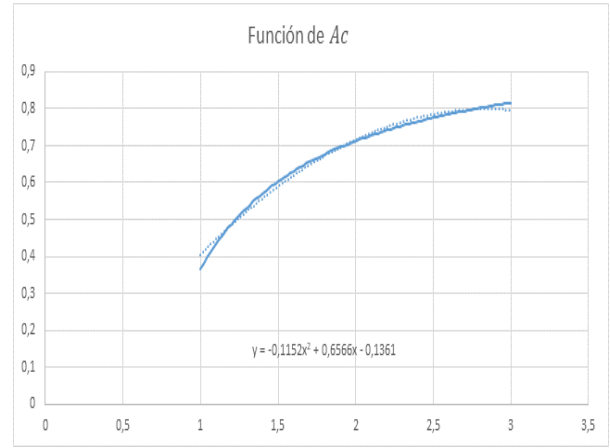


Figura 1. Correlación para la determinación del parámetro A_c .

Así, la ecuación (26) tiene solución, la cual depende del estado tensional máximo conocido, dado que como se ha indicado anteriormente, ε_{co} es la deformación que se produce a la mayor tensión del material f_{co} .

$$\begin{aligned}
&-0.1152 \cdot A_c^2 + 0.6566 \cdot A_c \\
&- 0.1361 = \frac{f_{co}}{\varepsilon_{co} \cdot E} \quad (26)
\end{aligned}$$

definen el comportamiento del hormigón del núcleo y del HPFRC, tanto en compresión como en tracción para el Modelo de daño de Mazars (Figura 2, 3).

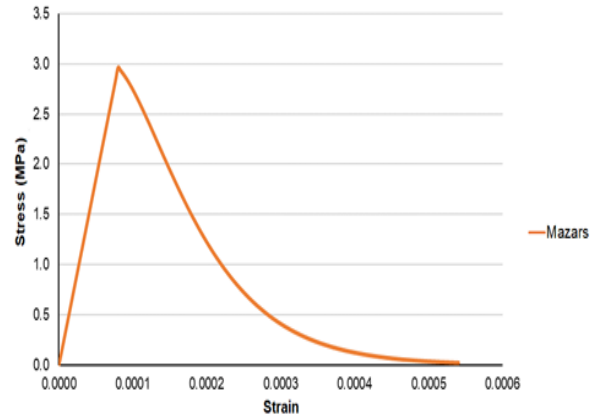


Figura 2. Gráfico tensión – deformación del modelo de Mazars para tensión uniaxial

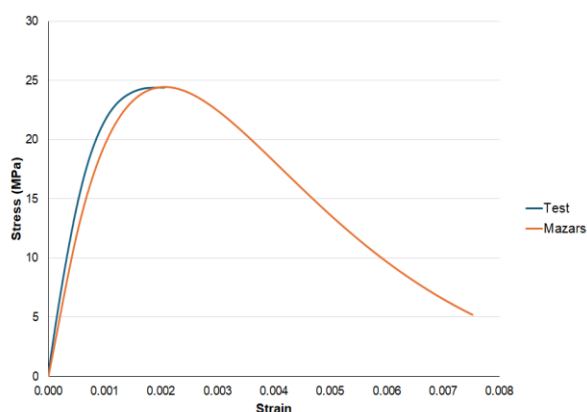


Figura 3. Gráfico tensión – deformación del modelo de Mazars para tensión uniaxial y comparación con resultados experimentales

En la Tabla 1 se muestran los valores correspondientes a los parámetros del modelo de daño calculados.

En la Figura 4 se muestra el comportamiento uniaxial a tracción y a

compresión del núcleo de hormigón y del HPFRC de las probetas modeladas. Los parámetros necesarios para que el modelo represente con precisión el comportamiento del material HPFRC se calibran utilizando los datos de los ensayos realizados en esta investigación.

Tabla 1. Parámetros para el Modelo de Mazars.

	Hormigón	UHPC
E_0 (N/mm ²)	24657	37000
ν_0	0.2	0.2
κ_0	8.0 e-05	2.3 e-04
A_t	1	1.1
B_t	15000	4353
A_c	1.1862	1.111
B_c	1716	505

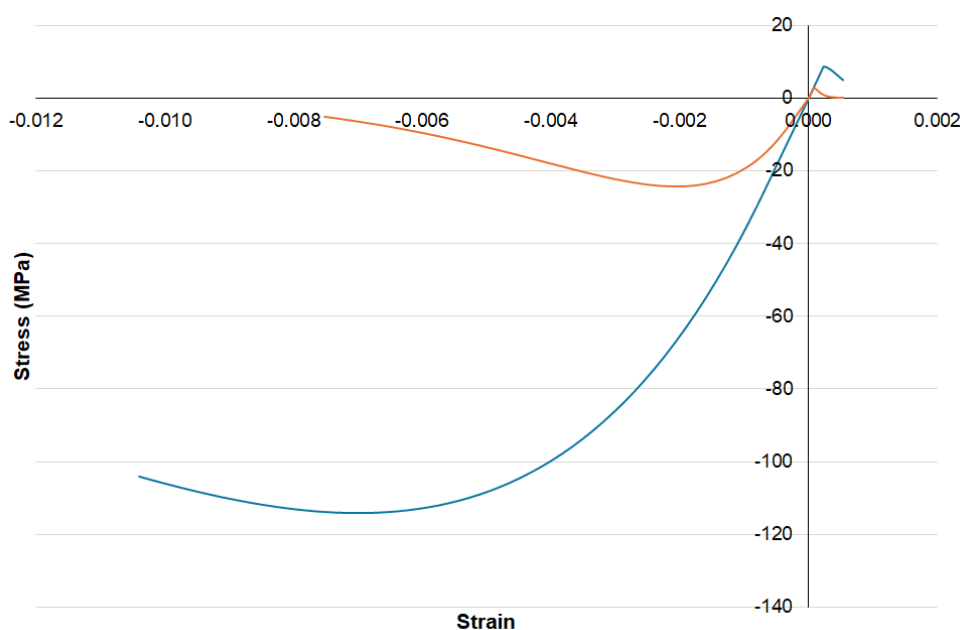


Figura 4. Modelo de Mazars, comportamiento en tensión y compression del hormigón y del HPFRC

4. Modelo completo

El modelo de elementos finitos desarrollado en este estudio representa un prototipo de pilar cilíndrico de hormigón convencional, reforzado externamente con una chaqueta de HPFRC (hormigón reforzado con fibras de alto rendimiento). Esta chaqueta actúa

como confinamiento externo del cilindro de hormigón.

Los resultados generados por el modelo se compararon con datos experimentales obtenidos a partir de dos ensayos de compresión realizados en muestras cilíndricas de 15 cm de diámetro y 30 cm de altura. Debido a la simetría geométrica y material del sistema, el modelo numérico se

limitó a una porción representativa de la sección transversal de los elementos.

Las propiedades de los materiales empleados en el modelo fueron determinadas siguiendo los procedimientos previamente descritos. Sin embargo, se ajustó el coeficiente de Poisson del hormigón en función de la deformación vertical, para incorporar los efectos de confinamiento inducidos por el refuerzo exterior [13]:

$$v(\varepsilon_z) = v_0 \cdot \left[1 + 0.2 \cdot \left(\frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_{co}} \right) - \left(\frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_{co}} \right)^2 + 1.55 \cdot \left(\frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_{co}} \right)^3 \right] \leq 0.5 \quad (28)$$

En términos de condiciones de contorno, se impuso que el desplazamiento radial fuese nulo y que la base del cilindro permaneciera restringida en la dirección vertical.

A pesar de que los ensayos experimentales se realizaron bajo control de carga, en el modelo numérico se optó por imponer un desplazamiento vertical en la parte superior del cilindro. Esta estrategia buscó evitar concentraciones de tensiones en la interfaz superior de las probetas, dado que los materiales presentan diferentes módulos de elasticidad (módulo de Young), lo que provoca una distribución desigual de cargas entre el refuerzo

exterior y el núcleo. Adicionalmente, la diferencia en los coeficientes de Poisson de ambos materiales influye en la proporción de carga vertical que soportan, la cual varía con el incremento de la deformación axial.

La carga axial total aplicada al sistema puede calcularse mediante la siguiente expresión:

$$N = \sigma_{HPFRC} \cdot A_{HPFRC} + \sigma_{nc} \cdot A_{nc} \quad (29)$$

Al aplicar una carga axial hasta el valor máximo calculado, el modelo predice la evolución del daño en los materiales (Figura 5). El daño máximo observado en el núcleo de hormigón ocurre cuando el parámetro de daño alcanza un valor de 0.77, lo que señala el inicio del deterioro estructural significativo (Figura 6).

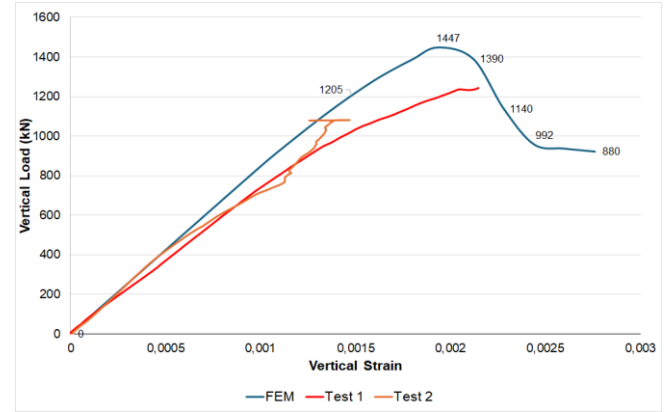


Figura 5. Calibración de modelo.

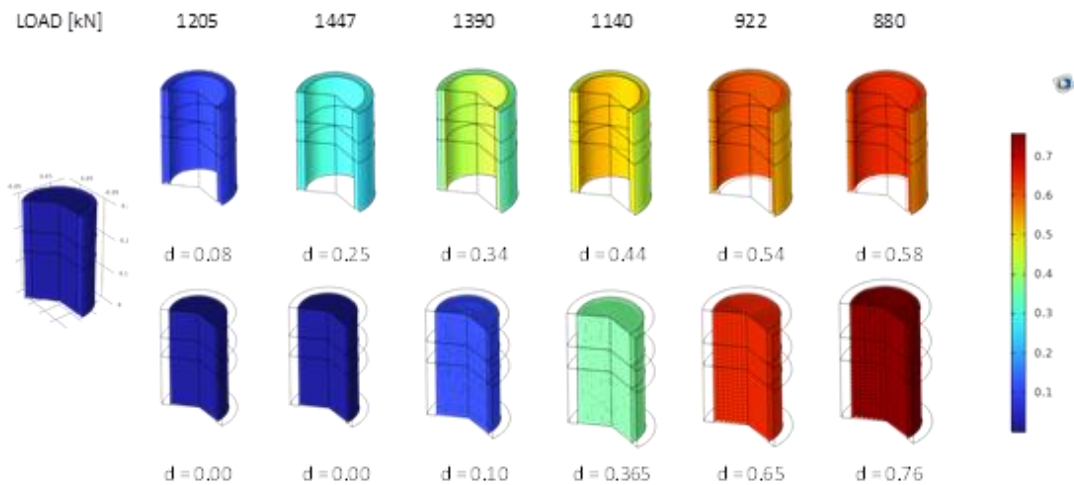


Figura 6. Desarrollo de daño en el refuerzo de HPFRC (arriba) y el núcleo de hormigón (abajo)

5. Conclusiones

El análisis numérico realizado mediante el modelo de elementos finitos ha proporcionado valiosas conclusiones sobre la interacción entre el hormigón convencional y la camisa de HPFRC en columnas reforzadas:

La metodología para determinar los parámetros de Mazars a partir de información escasa, ha demostrado ser eficaz para analizar y predecir el comportamiento de columnas reforzadas con HPFRC bajo cargas axiales.

La implementación del modelo de elementos finitos ha permitido replicar el comportamiento estructural observado en los ensayos experimentales, validando su eficacia para simular sistemas compuestos de hormigón y HPFRC.

La adaptación del coeficiente de Poisson del hormigón en función de la deformación vertical ha sido crucial para representar adecuadamente el efecto de confinamiento inducido por la camisa de HPFRC.

La simulación numérica ha facilitado el seguimiento del proceso de daño en ambos materiales, mostrando que el núcleo de hormigón comienza a deteriorarse significativamente una vez que la camisa de HPFRC ha absorbido parte de las deformaciones, lo que indica una interacción efectiva entre los materiales.

En resumen, el modelo numérico desarrollado ha proporcionado una comprensión detallada de la mecánica y la interacción entre el hormigón convencional y la camisa de HPFRC, destacando su utilidad para el análisis y diseño de soluciones de refuerzo en estructuras de hormigón.

Agradecimientos

Los autores agradecen a la empresa Mapei España S.A.U. quien suministró el material “Planitop HPC” (HPFRC) para las pruebas experimentales.

Referencias

- [1] J. Mazars. A description of micro- and macroscale damage of concrete structures. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.25, No.5–6, 729–737, 1986. https://www.academia.edu/59045734/A_description_of_micro_and_macroscale_damage_of_concrete_structures.
- [2] H. Madkour, M. Maher, O. Ali. Finite element analysis for interior slab-column connections reinforced with GFRP bars using damage plasticity model. *Journal of Building Engineering*, Vol.48, Article.104013, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.JOBE.2022.104013>.
- [3] E. Oñate, A. Hanganu. Evaluación de la seguridad de estructuras de hormigón mediante un sencillo modelo de daño isótropo. *Hormigón y Acero*, Vol.55, 232, 2004. <https://www.hormigonyacero.com/index.php/ache/article/view/203>.
- [4] G. Pijaudier-Cabor, J. Mazars. Damage Models for Concrete. *Handbook of Materials Behavior Models*, section 6.13, 2001. <https://doi.org/10.1016/B978-012443341-0/50056-9>.
- [5] M. Singh, A. H. Sheikh, M. S. Mohamed Ali, P. Visintin, M. C. Griffith. Experimental and numerical study of the flexural behaviour of ultra-high performance fibre reinforced concrete beams. *Construction and Building Materials*, Vol.138, 12–25, 2017. <https://doi.org/10.1016/j.CONBUILDMA.T.2017.02.002>.
- [6] M.R.T. Arruda, J. Pacheco, Luis M.S. Castro, E. Julio. A modified Mazars damage model with energy regularization, *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.259, Article108129, 2022. <https://doi.org/10.1016/j.engfracmech.2021.108129>.

- [7] J. Jirásek. Damage and Smeared Crack Models. In: Hofstetter, G., Meschke, G. (eds) Numerical Modeling of Concrete Cracking. CISM International Centre for Mechanical Sciences, vol 532. Springer, Vienna, 2011. https://doi.org/10.1007/978-3-7091-0897-0_1
- [8] J. Mazars, F. Hamon. Structures Under Severe Loadings : the Mu Damage Model. VIII International Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, 2015.
- [9] J. M. Reynouard, J. F. Georgin, K. Haidar, G. Pijaudier-Cabot. Modeling the Macroscopic Behavior of Concrete. In Mechanical Behavior of Concrete, 63–119, 2010. https://doi.org/10.1002/9781118557587.ch_2.
- [10] M. Jirásek, M. Horák. Localization properties of damage models. Computational Modelling of Concrete Structures, CRC Press, 327–336, 2010.
- [11] Debuisne, M.; Davenne, L.; Jason, L. On the need of compressive regularization in damage models for concrete: Demonstration on a modified Mazars model. Applied Mechanics. Vol.5, No.3, 490-512, 2024. <https://doi.org/10.3390/applmech5030028>.
- [12] MAPEI. planitop-hpc. Online: <https://www.mapei.com/es/es/productos-y-soluciones/lista-de-productos/detalles-del-producto/planitop-hpc>.
- [13] S. Wang, C. Liu, Y. Tian, X. Wang, T. Tong, S. Zhuo. Experimental, Numerical, and Analytical Studies of Uniaxial Compressive Behavior of Concrete Confined by Ultra-High-Performance Concrete. Advances in Civil Engineering, 2023. <https://doi.org/10.1155/2023/1408320>