

SIMULACIÓN DE CONFINAMIENTO ACTIVO Y PASIVO EN HORMIGÓN

Viviana C. Rougier*, Bibiana M. Luccioni* y Rodolfo F. Danesi*

*Instituto de Estructuras, Universidad Nacional de Tucumán, *CONICET, Argentina.
Av. Pres. Gral. J. A. Roca 1800, T4000ACR San Miguel de Tucumán, Argentina. TE /FAX:
54-(0381)-4364087
e-mail: bluccioni@herrera.unt.edu.ar, web page: <http://www.herrera.unt.edu.ar/iest/>

Palabras clave: Hormigón, Plasticidad, Daño, Confinamiento, Endurecimiento.

Resumen. *En este trabajo se presenta la simulación del comportamiento de probetas de hormigón sometidas a confinamiento activo y pasivo y su comparación con los resultados de ensayos experimentales realizados en la Universidad Politécnica de Cataluña¹, España. Para el confinamiento pasivo se emplean dos tipos de materiales: acero, y polímeros reforzados con fibras de carbono (CFRP). Cualquiera sea el tipo de confinamiento utilizado, es sabido que impide la fisuración aumentando sustancialmente la ductilidad y la resistencia del hormigón.*

Para simular el comportamiento mecánico del hormigón se utiliza un modelo de daño y plasticidad acoplado² al cuál se incorpora un nueva definición de la variable de endurecimiento plástico y una modificación del criterio de fluencia de Lubliner-Oller³ que permite reproducir adecuadamente el comportamiento bajo alto confinamiento.

Para simular el comportamiento de materiales compuestos (CFRP) se utiliza la teoría de mezclas modificadas⁴ que tiene en cuenta las ecuaciones constitutivas de las fibras y de la matriz incluyendo fenómenos como plasticidad, daño y anisotropía.

En el trabajo se describen los modelos constitutivos utilizados y su aplicación, a la resolución de probetas de hormigón sometidas a confinamiento lateral cargadas axialmente, comparándose los resultados con los valores obtenidos experimentalmente.

1. INTRODUCCIÓN

El hormigón sometido a estados de compresión triaxial afectados por diferentes tipos de confinamiento experimenta un incremento en resistencia y capacidad de deformación. La simulación de este comportamiento es compleja y, si bien en los años recientes se ha incrementado su estudio, la información existente es limitada y la mayor parte de las investigaciones realizadas están basadas en trabajos experimentales. La mayoría de los modelos elastoplásticos utilizados actualmente para hormigón no son capaces de simular correctamente este comportamiento, puesto que tienden a sobrestimar la resistencia última.

El objetivo del presente trabajo es adaptar un modelo de plasticidad y daño ya existente² para poder reproducir el comportamiento del hormigón bajo presiones de confinamiento relativamente altas. Esto se logra modificando la variable de endurecimiento y adoptando una función de fluencia de segundo grado en las componentes del tensor de tensiones⁵. Con dichas modificaciones se pueden obtener resultados numéricos más próximos a los valores experimentales.

Se presenta, en primer lugar, el modelo de daño y plasticidad acoplado² con la modificación realizada sobre el criterio de fluencia de Lubliner-Oller³ y los cambios sobre la variable de endurecimiento, se desarrollan las ecuaciones fundamentales del modelo, y finalmente se muestran algunos ejemplos de aplicación del modelo desarrollado. Los resultados numéricos se contrastan con ensayos experimentales realizados en la Universidad Politécnica de Cataluña¹ sobre probetas cilíndricas de hormigón sometidas a diferentes presiones de confinamiento (confinamiento activo), probetas confinadas con tubos acero y probetas confinadas con polímeros reforzados con fibra (confinamiento pasivo).

2. MODELO DE DAÑO ACOPLADO CON PLÁSTICIDAD MODIFICADO²

2.1 Introducción

Este modelo resuelve simultáneamente el problema plástico con el de degradación de rigidez. Las condiciones de consistencia plástica y de daño se satisfacen simultáneamente en cada etapa de carga. De esta forma, utilizando variables de daño relacionadas con la disipación de energía en cada uno de los procesos, se logra una correcta disipación de energía del proceso global.

La adopción de una función de fluencia de segundo grado en las componentes del tensor de tensiones, obtenida a partir de una modificación del criterio de fluencia de Lubliner- Oller³, permite alcanzar valores de resistencia última muy próximos a los resultados obtenidos experimentalmente.

2.2 Bases termodinámicas

Este modelo está basado en la hipótesis de elasticidad desacoplada según la cual la densidad de energía libre total Ψ se puede suponer formada por dos partes independientes: una parte elástica Ψ^e y una parte plástica Ψ^p , correspondientes a los procesos elástico y

plástico respectivamente.

$$\Psi(\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e, \boldsymbol{\alpha}_i, d) = \Psi^e(\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e, d) + \Psi^p(\boldsymbol{\kappa}^p) \quad (1)$$

Para pequeñas deformaciones y problemas térmicamente estables, la parte elástica de la energía libre se escribe como una función cuadrática:

$$\Psi^e(\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e; \boldsymbol{\beta}) = \frac{1}{2m_o} [\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e C_{ijkl}^s(\boldsymbol{\beta}) \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e] = (1-d) \Psi^o = (1-d) \frac{1}{2m_o} [\boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e C_{ijkl}^o \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e] \quad (2)$$

Donde $C_{ijkl}^s(d)$ es el tensor constitutivo secante afectado por el daño y $0 \leq d \leq d_c$ es la variable de daño escalar y Ψ^o representa la energía libre elástica del material no dañado. La tensión resulta:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi^e}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e} = (1-d) \frac{\partial \Psi^o}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e} = C_{ijkl}^e \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e = (1-d) C_{ijkl}^o \boldsymbol{\varepsilon}_{kl}^e \quad C_{ijkl} = (1-d) C_{ijkl}^o \quad (3)$$

La disipación mecánica resulta:

$$\dot{\Xi}_m = \sigma_{ij} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^p - \frac{\partial \Psi^p}{\partial \boldsymbol{\kappa}^p} \dot{\boldsymbol{\kappa}}^p - \frac{\partial \Psi^e}{\partial d} \dot{d} \geq 0 \quad (4)$$

2.3 Proceso plástico

El proceso plástico se describe a partir de una generalización de la teoría de la plasticidad clásica que permite tener en cuenta algunos aspectos del comportamiento de geomateriales.

El límite del comportamiento elástico se describe a través de una función de fluencia:

$$F^p(\boldsymbol{\sigma}_{ij}; \boldsymbol{\alpha}_k) = f^p(\boldsymbol{\sigma}_{ij}) - K^p(\boldsymbol{\sigma}_{ij}; \boldsymbol{\alpha}_k) \leq 0 \quad (5)$$

donde $f^p(\boldsymbol{\sigma}_{ij})$ es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones que puede tomar la forma de cualquiera de las funciones de fluencia de la plasticidad clásica (Tresca, Von Mises, Mohr Coulomb, Drucker Prager, etc.). Si se utiliza este modelo para hormigón se debe adoptar un criterio adecuado para materiales friccionales.

$K(\boldsymbol{\sigma}_{ij}; \boldsymbol{\alpha}_k)$ es el umbral de fluencia y $\boldsymbol{\kappa}^p$ es la variable de daño plástico o variable de endurecimiento isótropo.

Se definen las siguientes reglas de evolución para las deformaciones plásticas y la variable de daño plástico:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G(\boldsymbol{\sigma}_{mn}; \boldsymbol{\kappa}^p)}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{ij}} \quad (6)$$

$$\dot{\kappa}^p = \dot{\lambda} H_k^p(\sigma_{ij}; \kappa^p) = \dot{\lambda} \left(h_{k^p} \right)_{ij} \frac{\partial G(\sigma_{mn}; \kappa^p)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (7)$$

donde $\dot{\lambda}$ es el factor de consistencia plástica, G la función de potencial y $\left(h_{k^p} \right)_{ij}$ es un tensor que define la evolución de la variable de endurecimiento plástico.

La variable de endurecimiento plástico κ^p se obtiene normalizando la energía disipada en el proceso plástico a la unidad y varía entre 0 para el material virgen y 1 cuando se ha disipado plásticamente la totalidad de la energía que el material es capaz de disipar de esta forma. Se propone para la misma la siguiente regla de evolución que tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tracción y compresión y permite simular adecuadamente la disipación de energía en compresión triaxial del hormigón:

$$\dot{\kappa}^p = \left[\frac{r}{g_f^{*p}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*p}} \right] \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (8)$$

Donde:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad (9)$$

σ_i : son las tensiones principales

$$g_f^{*p} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{op}}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^2 g_f^p \quad g_c^{*p} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^2 g_c^p \quad (10)$$

R^{op} es la relación entre los umbrales de fluencia en compresión uniaxial y en tracción uniaxial, g_f^p y g_c^p son las máximas densidades de energía disipadas por el proceso plástico en tracción uniaxial y compresión uniaxial respectivamente.

Se propone la siguiente regla de evolución para el umbral de fluencia equivalente:

$$K^p(\sigma_{ij}, \kappa^p) = r R^{op} \sigma_t(\kappa^p) + (1-r) \sigma_c(\kappa^p) \quad (11)$$

Donde $\sigma_t(\kappa^p)$ and $\sigma_c(\kappa^p)$ representan la evolución de los umbrales de fluencia en ensayos de tracción y compresión uniaxial respectivamente.

Las condiciones de carga / descarga se derivan de las relaciones de Kuhn-Tucker formuladas para problemas con restricciones unilaterales:

$$\dot{\lambda} \geq 0 \quad F^p \leq 0 \quad \dot{\lambda} F^p = 0 \quad (12)$$

2.4 Proceso de daño

El umbral de daño se describe a través de una función de daño de la siguiente forma:

$$F^d = f^d(\sigma_{ij}) - K^d(\sigma_{ij}; \kappa^d) \leq 0 \quad (13)$$

donde $f^d(\sigma_{ij})$ es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones $K^d(\sigma_{ij}, \kappa^d)$ es el umbral de daño equivalente y κ^d es la variable de endurecimiento de daño.

La tensión equivalente $f^d(\sigma_{ij})$ puede ser evaluada utilizando funciones conocidas de la teoría de la plasticidad (Tresca, Von-Mises, Mohr-Coulomb o Drucker-Prager) o cualquier otra función especialmente desarrollada para daño. Lo mismo que en el caso de la función de fluencia, para el caso del hormigón se deben utilizar funciones que tengan en cuenta la diferencia de comportamiento en tracción y compresión.

La variable de endurecimiento en daño varía entre 0, para el material virgen, a 1, para el material completamente dañado. Se obtiene normalizando la energía disipada por daño a la unidad.

$$\dot{\kappa}^d = \left[\frac{r}{g_f^{*d}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*d}} \right] \psi^o \dot{d} \quad (14)$$

$$g_f^{*d} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{od}}{f^d} \right)^2 g_f^d \quad g_c^{*d} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f^d} \right)^2 g_c^d \quad (15)$$

R^{od} es la relación entre los umbrales de daño en compresión uniaxial y tracción uniaxial, g_f^d y g_c^d son las máximas densidades de energía disipadas por daño en tracción uniaxial y compresión uniaxial respectivamente.

Se propone la siguiente ecuación para el umbral de daño equivalente:

$$K^d(\sigma_{ij}, \kappa^d) = r \sigma_t(\kappa^d) + (1-r) \sigma_c(\kappa^d) \quad (16)$$

donde $\sigma_t(\kappa^d)$ y $\sigma_c(\kappa^d)$ representan la evolución de los umbrales de daño en ensayos de compresión y tracción uniaxial respectivamente.

Las condiciones de carga / descarga se derivan de las relaciones de Khun-Tucker y resultan análogas a las correspondientes al proceso plástico:

$$\dot{d} \geq 0 \quad F^d \leq 0 \quad \dot{F}^d = 0 \quad (17)$$

2.5 Plasticidad y daño acoplados

La evolución de las deformaciones plásticas y del daño se obtiene de la solución simultánea de las siguientes ecuaciones denominadas condiciones de consistencia de problema:

$$\begin{cases} \dot{F}^p = 0 \\ \dot{F}^d = 0 \end{cases} \quad (18)$$

Las ecuaciones (18) son dos ecuaciones lineales en $\dot{\lambda}$ y \dot{d} que pueden ser fácilmente resueltas.

La ley constitutiva secante se puede escribir como sigue:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e = (1-d) C_{ijkl}^o (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p) \quad (19)$$

2.6 Función de Fluencia

El criterio de fluencia propuesto con el objeto de reproducir el comportamiento del hormigón bajo compresión triaxial es una modificación del criterio de fluencia de Lubliner-Oller³ con meridianos rectos. Este último utiliza funciones de fluencia homogéneas de primer grado en las componentes del tensor de tensiones, por lo cual no puede simular el comportamiento de los sólidos friccionales a elevadas presiones hidrostáticas, donde se exige que los meridianos se curven hasta hacerse prácticamente paralelos al eje de presión hidrostática⁵. Con dicho fin se propone la siguiente expresión para la función de fluencia:

$$F^p = \sqrt{3J_2} + \alpha I_1 + \beta \langle \sigma^{\max} \rangle - \gamma \langle -\sigma^{\max} \rangle + K(1-\alpha)I_1^2 - \sigma_{co}(1+\alpha)(1+K\sigma_{co}) = 0 \quad (20)$$

donde α, β, γ y $K = \frac{\delta}{\sigma_{co}}$ son constantes que determinan la forma de la función de fluencia, I_1 es el primer invariante del tensor de tensiones, J_2 es el segundo invariante del tensor desviador de tensiones, σ^{\max} es la tensión principal mayor: $\sigma_3 \leq \sigma_2 \leq \sigma_1 = \sigma^{\max}$.

$$\sigma^{\max} = 2 \frac{\sqrt{J_2}}{\sqrt{3}} \operatorname{sen} \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) + \frac{I_1}{3} \quad (21)$$

El parámetro α es el encargado de ajustar la función de discontinuidad inicial en la zona de compresión, con el fin de obtener la relación deseada entre la resistencia a compresión uniaxial σ_C y la resistencia equibiaxial σ_{Cb} . Figura 2. Sustituyendo en la ecuación (21) un estado de compresión plano y simétrico $\sigma_1 = 0 = \sigma^{\max}$, $\sigma_2 = \sigma_3 = -\sigma_{Cb}$ y operando algebraicamente, se obtiene:

$$\alpha = \frac{R_{cb} + 4\delta R_{cb}^2 - (1 + \delta)}{2R_{cb} + 4\delta R_{cb}^2 - (1 + \delta)} \quad (22)$$

donde R_{cb} representa la relación entre las resistencias de compresión equibiaxial y uniaxial para el límite de discontinuidad inicial donde la variable de daño plástico $\kappa^p = 0$. Según estudios experimentales, dicha relación oscila entre 1.10 y 1.16.

El parámetro β permite tener en cuenta la relación entre los umbrales de discontinuidad en tracción y compresión. Conocido α , y sustituyendo para un estado de tracción simple $\sigma_1 = \sigma_T$, $\sigma_2 = \sigma_3 = 0$ en la ecuación (21), se tiene:

$$\beta = R^0(1 - \alpha)(1 + \delta) - \frac{\delta}{R^0}(1 - \alpha) - (1 + \alpha) \quad (23)$$

donde R^0 representa la relación que existe entre la resistencia uniaxial de compresión y tracción cuando se alcanza el primer límite de discontinuidad, para $\kappa^p = 0$.

El parámetro γ es función de la relación de radios octaédricos máximos a tracción y compresión r_{oct}^{\max} y aparece solamente para estados de compresión triaxial, es decir cuando $\sigma_3 \leq \sigma_2 \leq \sigma_1 = \sigma^{\max} \leq 0$.

Designando con M.T. y M.C. los meridianos a tracción y compresión, de la superficie de fluencia plástica, respectivamente, y expresando la tensión máxima, como:

$$\theta = \frac{-\pi}{6} \Rightarrow \sigma^{\max} = \frac{1}{3}(I_1 + 2\sqrt{3J_2}) \text{ Para M.T.} \quad (24)$$

$$\theta = \frac{\pi}{6} \Rightarrow \sigma^{\max} = \frac{1}{3}(I_1 + \sqrt{3J_2}) \text{ Para M.C.} \quad (25)$$

Sustituyendo éstas expresiones en la ecuación (21), con $\sigma^{\max} < 0$, resultan las siguientes ecuaciones que describen meridianos curvos de tracción y compresión:

$$(2\gamma + 3)\sqrt{3J_2} + (\gamma + 3\alpha)I_1 + 3\frac{\delta}{\sigma_{co}}(1 - \alpha)I_1^2 = 3\sigma_{co}(1 - \alpha)(1 + \delta) \text{ M.T.} \quad (26)$$

$$(\gamma + 3)\sqrt{3J_2} + (\gamma + 3\alpha)I_1 + 3\frac{\delta}{\sigma_{co}}(1 - \alpha)I_1^2 = 3\sigma_{co}(1 - \alpha)(1 + \delta) \text{ M.C.} \quad (27)$$

Considerando la relación de radios octaédricos máximos a tracción y compresión r_{oct}^{max} , en el plano octaédrico $I_1 = 0$, de las ecuaciones (26) y (27) se obtiene:

$$r_{oct}^{max} = \frac{\rho_T}{\rho_C} = \frac{(\sqrt{2J_2})_T}{(\sqrt{2J_2})_C} = \frac{(\sqrt{J_2})_T}{(\sqrt{J_2})_C} = \frac{3\sigma_{co}(1-\alpha)(1+\delta)}{(2\gamma+3)\sqrt{3}} = \frac{(\gamma+3)}{(2\gamma+3)} \quad (28)$$

$$\gamma = \frac{3(1-r_{oct}^{max})}{2r_{oct}^{max}-1} \quad (29)$$

Los ensayos experimentales muestran que r_{oct}^{max} tiende a una constante que oscila alrededor de 0.65, de donde se obtendría un valor de $\gamma = 3.5$.

El criterio que se propone, mantiene la relación máxima entre radios octaédricos constante durante todo el proceso inelástico, y comprendida entre $0.5 \leq r_{oct}^{max} \leq 1.0$ según sean las constantes de ajuste que se utilizan.

El parámetro δ está relacionado con la curvatura de los meridianos. Se obtiene haciendo pasar el meridiano de compresión por un punto correspondiente a resultados de compresión con confinamiento, ver Figura 3.

Para dicho ensayo:

$$J_2 = \frac{(p_h - \sigma_3)^2}{3}, \quad I_1 = \sigma_3 + 2p_h \quad (30)$$

Donde p_h y σ_3 representan la presión de ensayo y el valor de resistencia última respectivamente. Si se obliga al meridiano de compresión de la función de fluencia definido en ecuación (27) y se tiene en cuenta la expresión del parámetro α dada en ec.(22) se puede obtener el valor de δ como sigue:

$$\delta = - \frac{\sqrt{3J_2}(2R_{bc}-1) + I_1(R_{bc}-1) + \gamma\sigma_{max}(2R_{bc}-1) - \sigma_{cu}R_{bc}}{\sqrt{3J_2}(4R_{bc}^2-1) + I_1(4R_{bc}^2-1 + \frac{R_{bc}}{\sigma_{cu}}I_1) + \gamma\sigma_{max}(4R_{bc}^2-1) - \sigma_{cu}R_{bc}} \quad (31)$$

Forma de la función de fluencia

La función de fluencia, describe en el plano octaédrico, una curva con tres vértices, por donde pasan los tres meridianos de compresión máxima y donde presenta uno de los tipos de singularidad que produce una definición múltiple del vector normal a la superficie de fluencia f^p , ver Figura 1 .

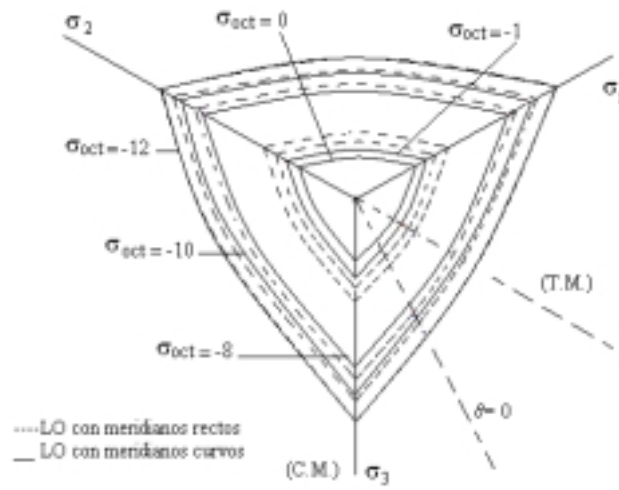


Fig.1. Plano Octaédrico para $\sigma_{oct}=0,-1,-8,-10$ y -12 Mpa

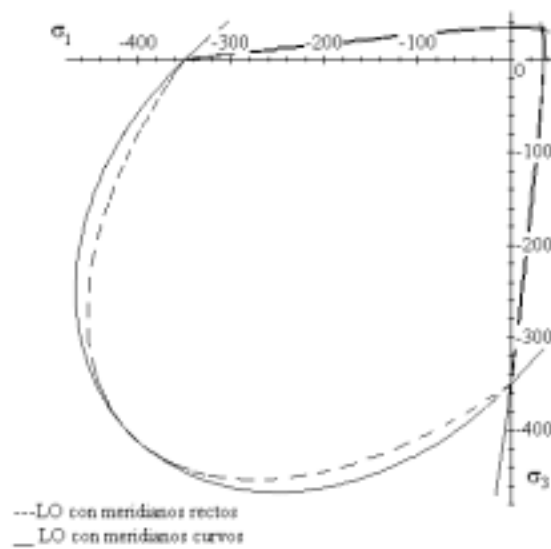


Fig.2. Criterio de Lubliner-Oller según el plano σ_1 - σ_3 , $\sigma_2=0$

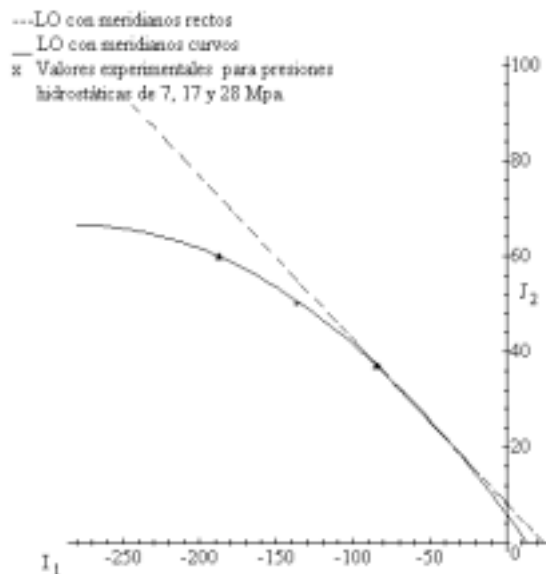


Fig.3. Meridiano de compresión máxima. Comparación con el meridiano recto

3. APLICACIONES

3.1 Introducción

Las aplicaciones del modelo desarrollado se realizaron sobre ensayos experimentales realizados en la Universidad Politécnica de Cataluña¹.

En un primer paso se simuló el comportamiento de probetas de hormigón sometidas a compresión uniaxial, para luego continuar con el estudio del hormigón confinado lateralmente y cargado en forma axial.

El modelo descrito fue implementado en un programa de elementos finitos no lineal con el cual se resolvieron todos los ejemplos.

3.2 Compresión uniaxial

En este ejemplo se estudia el comportamiento de dos tipos de hormigón, de resistencias características 30 y 70 Mpa, bajo compresión uniaxial. El hormigón se modela como un material elastoplástico con daño. Las propiedades mecánicas utilizadas para los hormigones H30 y H70 se resumen en la Tabla 1.

Debe observarse que, debido al umbral de daño utilizado, la degradación de rigidez sólo aparece manifiesta para estados de compresión triaxial.

Tabla 1 : Propiedades mecánicas de los hormigones H30 y H70.

Propiedades	H30	H70	H30F
Módulo de Elasticidad, E	23800 Mpa	33700 Mpa	25000 Mpa
Coefficiente de Poisson, ν	0.25	0.25	0.2
Resistencia última a tracción, σ_{ut}	3 Mpa	9	4 Mpa
Resistencia última a tracción, σ_{uc}	32 Mpa	67 Mpa	42 Mpa
Tensión umbral de fluencia, σ_{fc}	15 Mpa	45 Mpa	20 Mpa
Variable de endurecimiento plástico, κ_{comp}^p	0.15	0.15	0.15
Energía de fractura, G_f^p	1.555E-4 Mpa.m	2.0E-4 Mpa.m	2.0E-4 Mpa.m
Energía de aplastamiento, G_f^p	1.555E-2 Mpa.m	2.0E-2 Mpa.m	2.0E-2 Mpa.m
Criterio de Potencial	Mohr-Coulomb	Mohr-Coulomb	Mohr-Coulomb
Relación de resistencias iniciales, R_0^p	4	4	4
Criterio de daño	Drucker-Prager	Drucker-Prager	Drucker-Prager
Relación de resistencias iniciales R_0^d	4	4	4
Tensión umbral inicio de daño, σ_c^d	30 Mpa	65 Mpa	65 Mpa
Energía de fractura de daño, G_d	4.0E-2 Mpa.m	5.0E-2 Mpa.m	1.75E10 Mpa.m

La malla de elementos finitos y las condiciones de carga para los ensayos de compresión uniaxial de los dos tipos de hormigón se muestran en la Figura 4. Se utilizó en ambos casos un solo elemento finito de axial simetría de 4 nodos y 2x2 puntos de integración de Gauss para representar un cuarto de probeta. En la mismas figuras se presentan las curvas tensión-deformación en el plano y normal al plano. Se puede observar un buen ajuste de los resultados experimentales.

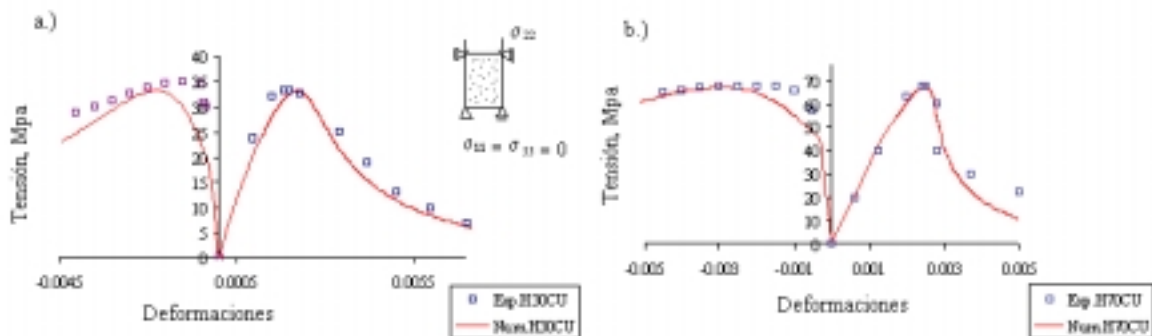


Figura 4. Hormigón sometido a compresión uniaxial. a.) H30; b.) H70

3.3 Hormigón confinado por presión hidrostática

Este ejemplo se utiliza para probar la capacidad del modelo propuesto para reproducir el comportamiento de un material elastoplástico degradable como el hormigón sometido a altas presiones de confinamiento. Los tipos de hormigón y sus propiedades mecánicas son las mismas que las utilizadas en el ejemplo de compresión uniaxial. Las presiones de

confinamiento son de 7, 17, 28 y 35 Mpa. para el H30 y de 7,14, 28 y 50 Mpa. para el H70. Las mallas de elementos finitos y las condiciones de carga, como así también las curvas tensión-deformación para los dos tipos de hormigón están indicadas en la Figura 5. Se puede ver, aún cuando el modelo resulta algo rígido, un ajuste bastante bueno de los resultados experimentales.

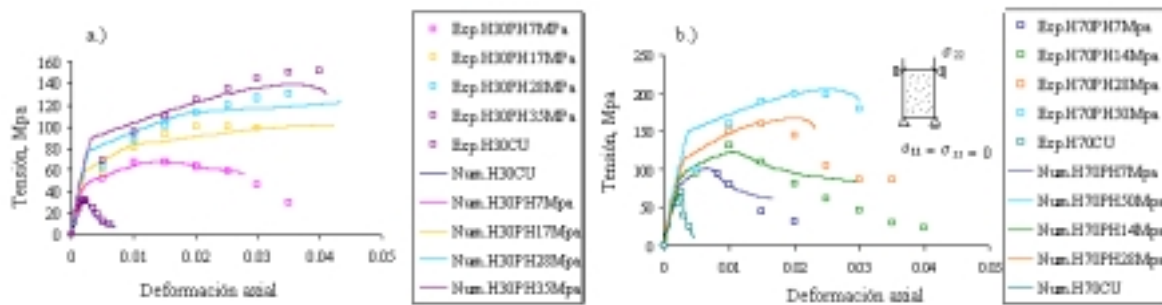


Figura 5. Hormigón confinado con diferentes niveles presión hidrostática. a.) H30; b.) H70

3.4 Hormigón confinado con tubo de acero

En este apartado se presentan los resultados de la simulación del comportamiento de probetas cilíndricas de hormigón confinadas con tubos de acero sometidas a compresión. Los tipos y características del hormigón son las mismas que para el caso de compresión uniaxial. El espesor del tubo de acero es de 4.5 mm. El acero se simula como un material elasto perfectamente plástico con las características mecánicas indicadas en Tabla 2.

Tabla 2 : Características mecánicas del acero

Módulo de Elasticidad, E	200000 Mpa
Coefficiente de Poisson, ν	0.3
Umbral de Fluencia, σ_f	355 Mpa
Criterio de fluencia	Von Mises
Criterio de Potencial	Von Mises

Las mallas de elementos finitos y las condiciones de carga, como así también las curvas tensión-deformación para los dos tipos de hormigón están indicadas en la Figura 6. En este caso se utilizaron mallas de 50 elementos finitos de axial simetría para modelar un cuarto de probeta. Se puede observar un ajuste satisfactorio de los resultados experimentales.

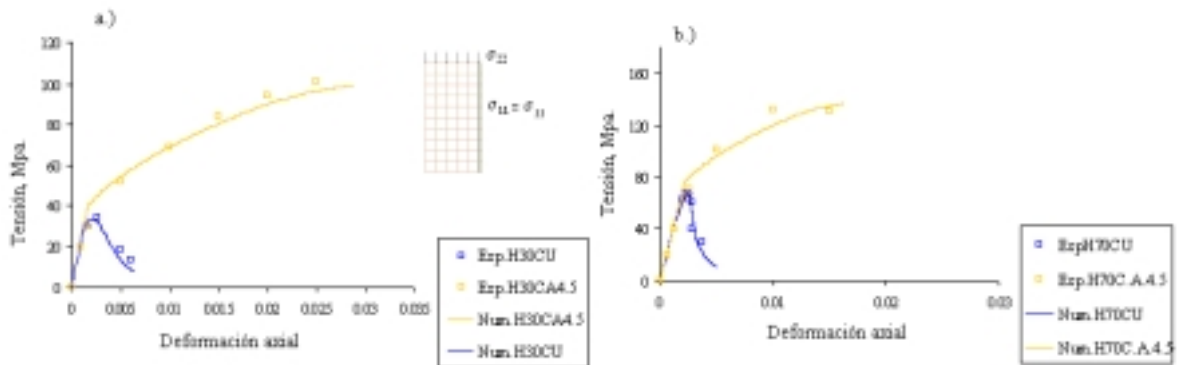


Figura 6. Hormigón confinado con tubo de acero de 4.5mm de espesor. Carga sobre núcleo de hormigón. a.) H30; b.) H70

3.5 Hormigón confinado con polímeros reforzados con fibra.

Finalmente se simula el comportamiento del hormigón confinado con polímeros reforzados con fibra de carbono. En este caso el análisis se realiza solamente para el hormigón H30F, cuyas características mecánicas se resumen en la Tabla 1. Las propiedades del compuesto FRP-epoxy se resumen en Tabla 3. Se utilizan 1, 3 y 6 capas de confinamiento de 0.117mm de espesor cada una.

Tabla 3: Características mecánicas del CFRP

Módulo de Elasticidad longitudinal, E_l	200000 Mpa
Módulo de Elasticidad transversal, E_t	26100 Mpa
Coefficiente de Poisson longitudinal-transversal, ν_{lt}	0.26
Coefficiente de Poisson transversal-longitudinal, ν_{tl}	0.037
Coefficiente de Poisson transversal-transversal, ν_{tt}	0.35
Tensión última longitudinal, σ_{long}^u	2700 Mpa
Tensión última transversal, σ_t^u	54 Mpa

La malla de elementos finitos y las condiciones de carga, como así también las curvas tensión-deformación se muestran en las Figuras 7. El CFRP se modela como un material elastoplástico anisótropo^{6,7,8,9,10}. Como puede observarse los valores numéricos ajustan razonablemente los resultados de los ensayos.

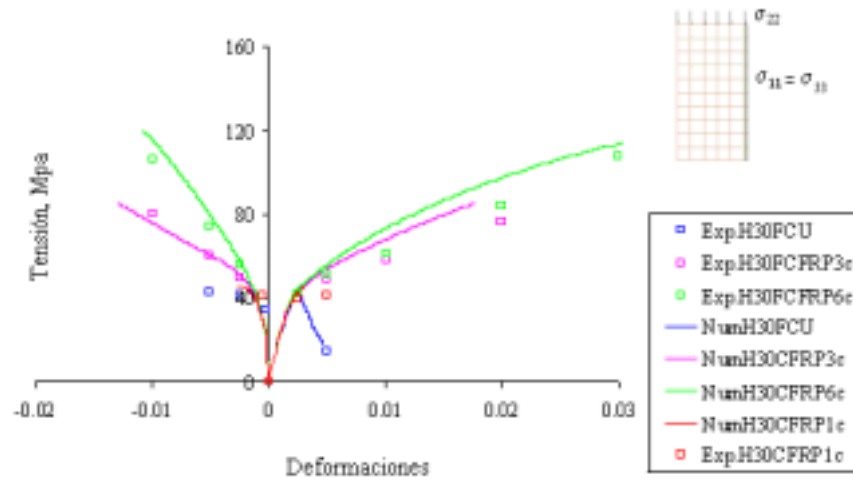


Figura 7. Hormigón H30F confinado con diferentes capas de CFRP.

4. CONCLUSIONES

El modelo constitutivo de daño acoplado con plasticidad modificado que se presenta en este trabajo permite reproducir satisfactoriamente el comportamiento del hormigón sometido a confinamiento activo y pasivo.

La modificación de la variable de endurecimiento plástico propuesta permite reproducir adecuadamente la ductilidad del hormigón bajo estados de compresión triaxial. La utilización de un criterio de fluencia con meridianos curvos permite aproximar mejor el aumento de resistencia a compresión con la presión de confinamiento. De esta forma se logra reproducir la resistencia última y la energía disipada correctamente en todos los ensayos.

La respuesta obtenida con un modelo de daño acoplado con plasticidad se aproxima más a los resultados experimentales que la correspondiente a un modelo de plasticidad con la misma función de fluencia y variable de endurecimiento. La diferencia entre ambos modelos es más marcada en el caso de compresión triaxial.

5. AGRADECIMIENTOS

Los autores del presente trabajo agradecen al CONICET y a la Universidad Tecnológica Nacional por el apoyo económico brindado.

6. REFERENCIAS

- [1] C. Untiveros, “*Estudio experimental del comportamiento del hormigón confinado sometido a compresión*”, Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Cataluña, Barcelona, (2002).
- [2] B. M. Luccioni , S. Oller y R. Danesi , “*Modelo de daño escalar acoplado con*

- plasticidad*”, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, 129, 81-89 (1996).
- [3] S. Oller, J. Oliver, J. Lubliner y E. Oñate, “*Un Modelo Constitutivo de Daño Plástico para materiales Friccionales. Parte I: Variables fundamentales, Funciones de Fluencia y Potencial*”, *Revista Internacional de Métodos Numéricos para el Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 4, 397-428 (1988).
- [4] E. Car, “*Modelo Constitutivo Continuo para el Estudio del Comportamiento Mecánico de los Materiales Compuestos*”. Tesis Doctoral, Dpto. de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería. Universidad Politécnica de Cataluña, España, (2000).
- [5] W. Chen, “*Plasticity in reinforced Concrete*”, Mc Graw Hill (1982).
- [6] D. Hull, “*An introduction to composite materials*”, Cambridge Solid State Science Series, University of Cambridge, 1982.
- [7] S. Oller, S. Botello, J. Miquel y E. Oñate, “*An Anisotropic Elastoplastic Model Based On An Isotropic Formulation*”, *Engineering Computations* 12 , 246-262, (1995).
- [8] S. Oller, S. Botello, J. Miquel y E. Oñate, “*A Plastic Damage Constitutive Model for Composite Material*”, *International Journal of Solids and Structures* 33 , 2501-2518, (1996).
- [9] A. Mirmiran, K. Zagers, W. Yuan, “*Nonlinear finite element modeling of concrete confined by fiber composites*”, *Finite Elements in Analysis and Design* 35 , 79-96 (2000).
- [10] A. Karabinis, t. Rousakis, “*Concrete confined by FRP material: a plasticity approach*”, *Engineering Structures* 24 , 923-932 (2002).