

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DEL HORMIGON A NIVEL MESOMECANICO

Domingo Sfer ¹, Guillermo Etse ¹, Ignacio Carol ²

¹ Centro de Métodos Numéricos y Computacionales en Ingeniería
Universidad Nacional de Tucumán
Avda. Independencia 1800 – 4000 Tucumán Argentina

² Departamento. de Ingeniería del Terreno
Universidad Politécnica de Cataluña
Jordi Girona 31 – 08034 Barcelona, España

Abstract: *En este trabajo se analiza el comportamiento del hormigón a nivel mesomecánico mediante el método de los elementos finitos. En este tipo de análisis se reconoce la estructura heterogénea y discontinua del hormigón y la coexistencia de sus dos materiales constituyentes: mortero cementicio y agregado. Los resultados de los análisis elásticos llevados a cabo demuestran la gran capacidad de los estudios mesomecánicos para indagar y esclarecer aspectos del comportamiento de respuesta de materiales compuestos como el hormigón. La presente metodología de análisis permitirá en los futuros pasos de la investigación estudiar propiedades relevantes de la respuesta no lineal del hormigón bajo estados triaxiales de tensiones, buscando esclarecer aspectos importantes de su comportamiento.*

1. INTRODUCCIÓN

El comportamiento del hormigón bajo estados triaxiales de tensiones con alto confinamiento es uno de los temas que consita la mayor atención de la comunidad científica internacional. Dicho comportamiento varia de altamente frágil a dúctil cuando se registran cambios sutiles en la presión de confinamiento.

Si bien hasta el presente se han llevado a cabo estudios suficientemente detallados del comportamiento del hormigón a nivel macromecánico, los mismos no brindan una información exhaustiva y precisa de la evolución del mecanismo de falla del material y de las fuertes inestabilidades volumétricas previas a la localización de deformaciones. Mas aun, no existen datos fehacientes sobre la capacidad de formulaciones constitutivas no lineales para analizar el comportamiento del hormigón a nivel mesomecánico que permite reconocer la distribución heterogénea de los materiales constituyentes del hormigón: mortero cementicio y agregado.

En el presente trabajo se presentan los resultados preliminares de un amplio programa de investigación sobre el comportamiento triaxial del hormigón bajo estados de carga triaxiales que se lleva a cabo conjuntamente entre el Centro de Métodos Numéricos y Computacionales en Ingeniería de la Universidad Nacional de Tucumán y el Dpto. de Ing. del Terreo de la Universidad Politécnica de Cataluña, España. La metodología del programa de investigación es teórico-numérica y experimental. En este trabajo se presentan los primeros resultados del análisis de elementos finitos a nivel mesomecánico que se vienen realizando.

Los resultados que se adjunta demuestran la gran capacidad de los análisis computacionales a nivel mesomecánico para estudiar detalladamente el comportamiento de materiales compuestos como el hormigón. Asimismo indican la fuerte heterogeneidad de tensiones y deformaciones que se desarrolla en la probeta de hormigón como consecuencia de la distribución no uniforme de los materiales constitutivos.

En los pasos siguientes de la investigación se analizara el comportamiento no lineal hasta rotura y el tipo de falla que caracteriza estos comportamientos, dúctil o localizada, en particular, cuando los estados triaxiales de tensiones coexisten con fuertes presiones volumétricas.

2. EL MODELO CONSTITUTIVO PARA HORMIGÓN

La formulación constitutiva para hormigón en este trabajo, el Modelo Extendido de Leon (Etse y Willam [1]), MEL, esta basado en la teoría del flujo no asociado de la plasticidad, siendo exclusivamente no asociado el flujo volumétrico, para representar en forma realista el marcado comportamiento dilatante del material en bajo confinamiento. El MEL dispone de leyes de ablandamiento y endurecimiento isotrópicas. En particular la ley de ablandamiento incluye conceptos de la Mecánica de Fracturas para reducir la dependencia en el tamaño de los elementos finitos de las predicciones del comportamiento pospico del criterio *smearred crack*. Las principales características del MEL se resumen a continuación.

Criterio de Falla y de Fluencia en Régimen de Pre y Postpico:

Este criterio está basado en la propuesta desarrollada por Leon [2] para la descripción de la resistencia del hormigón bajo estados triaxiales. La cual fue primeramente modificada por Hoek y Brown [3] y, para los fines específicos del MEL, luego por Etse y Willam mediante incorporación del modelos de 5 parámetros de Willam y Warnke [4] para la descripción continua de la resistencia cortante en la transición del meridiano de tracción al de compresión. La formulación de la envolvente de máxima resistencia en el espacio de tensiones, posee sin embargo la particularidad de presentar una arista en la única intersección de la misma con el eje hidrostático, la cual se manifiesta en el extremo del régimen de tracción triaxial. Una de las particularidades sobresalientes del criterio de máxima resistencia del MEL es la descripción mediante una única ecuación del espectro completo de tensiones pico del hormigón, desde la zona de bajos confinamientos hasta la de presiones triaxiales elevadas.

El criterio de fluencia del MEL resulta de una extensión consecuente y continua del criterio de máxima resistencia mediante el pasaje de una función cuadrática a una cuártica a fin de incorporar formas elípticas de dicha superficie en la etapa de endurecimiento, en su representación meridional, y que resulta de la doble intersección de la misma con el eje hidrostático. Estas superficies se van desarrollando continuamente mediante la variación del parámetro de endurecimiento hasta alcanzar al final la función cuadrática de Leon, modificada mediante el criterio de Willam y Warnke. También en forma continua se define el pasaje de la resistencia pico o máxima al régimen de ablandamiento, durante el cual el parámetro de endurecimiento permanece constante ($k=1$) y el parámetro de cohesión registra un ablandamiento, acompañado por un endurecimiento de la fricción.

La superficie de fluencia está definida en términos de las coordenadas tensionales de Haigh Westergard p , ρ y θ y de las variables internas de endurecimiento k , de cohesión c y de fricción m ,

$$F(p, \rho, \theta, k, c, m) = \left\{ \frac{(1-k)}{f'_c} \left[p + \frac{\rho r(\theta)}{\sqrt{6}} \right]^2 + \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\rho r(\theta)}{f'_c} \right\}^2 + \frac{k^2}{f'_c} m \left[p + \frac{\rho r(\theta)}{\sqrt{6}} \right] - k^2 c = 0 \quad 1$$

siendo:

$$p = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{3} = \frac{I_1}{3}$$

$$\rho = \sqrt{(\sigma_1 - p)^2 + (\sigma_2 - p)^2 + (\sigma_3 - p)^2} = \sqrt{2J_2}$$

$$\theta = \frac{1}{3} \arccos \left(3 \sqrt{\frac{3 J_3^2}{2 J_2^3}} \right)$$

y

$$r(\theta) = \frac{4(1-e^2) \cos^2 \theta + (2e-1)^2}{2(1-e^2) \cos \theta + (2e-1) \sqrt{4(1-e^2) \cos^2 \theta + 5e^2 - 4e}} \quad 2$$

donde la excentricidad $e = \frac{\rho_t}{\rho_c}$

El parámetro de fricción puede expresarse como una función lineal del de cohesión de la forma dada en la expresión 3, donde m_0 y m_r representan los parámetros de fricción extremos correspondientes al mínimo y máximo deterioro respectivamente.

$$m_s = m_r + (m_0 - m_r)c_s \quad 3$$

Conforme progresa el proceso de deformación del material esta superficie va evolucionando, en esta evolución se tienen dos ámbitos bien definidos, el endurecimiento y el ablandamiento. La figura 1 muestra esquemáticamente la superficie en la etapa de endurecimiento.

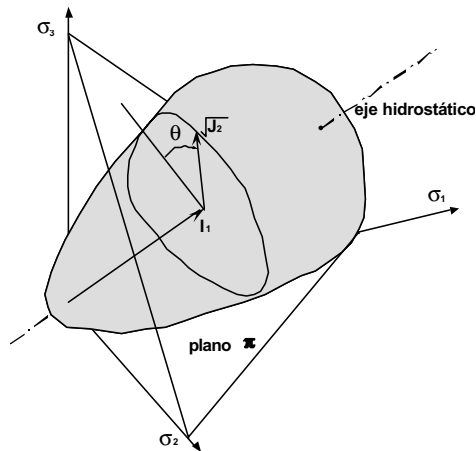


Figura 1 Superficie de Fluencia del Modelo Extendido de Leon en el espacio de tensiones

2.1 Regla de flujo plástico

A fin de conseguir una descripción adecuada del comportamiento del hormigón el Modelo Extendido de León considera una regla de flujo no asociada, pues la suposición de una ley de flujo asociado implicaría una dilatación volumétrica excesiva que no se corresponde con la situación real. Precisamente para controlar el proceso de dilatación volumétrica es que el modelo limita la no asociatividad al flujo plástico volumétrico.

La expresión del potencial plástico, del cual se derivan las deformaciones plásticas, tiene la misma forma general que la superficie de fluencia. Tanto la derivada en términos de ρ como de θ de la superficie de potencial y de la superficie de fluencia son coincidentes, siendo diferentes las derivadas respecto de la coordenada volumétrica de High Westergard p . La expresión de la superficie de potencial es:

$$Q(p, \rho, \theta, k, c, m_Q) = \left\{ \frac{(1-k)}{f_c'^2} \left[p + \frac{\rho r(\theta)}{\sqrt{6}} \right]^2 + \sqrt{\frac{3}{2}} \frac{\rho r(\theta)}{f_c'} \right\}^2 + \frac{k^2}{f_c'} \left[m_Q + \frac{m \rho r(\theta)}{\sqrt{6}} \right] - k^2 c = 0 \quad 4$$

Se observa que la diferencia con la expresión 1 de la superficie de fluencia se limita al coeficiente de fricción m_Q el cual es una función del estado tensional, cuyo gradiente volumétrico está dado por la expresión 5

$$\frac{\partial m_Q}{\partial \boldsymbol{\sigma}} = D e^{\left(\frac{f_c' - 3p}{3f_c'} \right)} + G \quad 5$$

siendo D , E y G constantes de calibración obtenidas en base a resultados experimentales.

2.2 Ley de endurecimiento

El hormigón, como muchos otros materiales cohesivo friccionales, experimenta un incremento de su resistencia conforme se producen deformaciones irreversibles. Esta etapa se la conoce con el nombre de endurecimiento. En el Modelo Extendido de Leon se utiliza una formulación que describe el endurecimiento con una única variable escalar, basado en el criterio de endurecimiento isotrópico. En esta formulación, el parámetro de endurecimiento k es controlado por la variable de trabajo de endurecimiento plástico κ_h , cuya ley evolutiva se define como:

$$\dot{\kappa}_h = \frac{1}{x_p} \dot{\mathbf{a}}_{peq} \quad 6$$

siendo \mathbf{a}_{peq} la deformación plástica equivalente definida por la norma euclidiana del incremento de deformaciones plásticas, por lo que la expresión. 6 puede escribirse

$$\dot{\kappa}_h = \frac{1}{x_p} \sqrt{\dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p : \dot{\boldsymbol{\epsilon}}_p} = \frac{1}{x_p} \dot{\boldsymbol{\lambda}} \|m\| \quad 7$$

Por otra parte, el parámetro x_p incorpora la influencia de la presión hidrostática en la respuesta del endurecimiento. De manera que x_p es definido en la forma:

$$x_p = A \left(\frac{p}{f_c'} \right)^2 + B \left(\frac{p}{f_c'} \right) + C \quad 8$$

siendo A , B y C constantes de calibración obtenidas experimentalmente.

Para definir completamente la ley del endurecimiento k en términos de κ_h como una función elíptica creciente se tiene:

$$k = k_0 + (1 - k_0) \sqrt{\kappa_h (2 - \kappa_h)} \quad 9$$

2.3 Formulación del ablandamiento

El ablandamiento es el proceso de pérdida de capacidad resistente del material en régimen de deformaciones crecientes. En el caso del hormigón este proceso se manifiesta con la propagación de microfisuras hasta convertirse en macrofisuras, lo cual implica importantes

cambios en la estructura del material. Por este motivo es que el efecto de ablandamiento más que un fenómeno material resulta ser un fenómeno estructural. El Modelo Extendido de Leon emplea el criterio de falla difusa de acuerdo a la definición original de *Rashid* [5]. Por lo tanto el deterioro de la resistencia se describe a través de las relaciones tensión – deformación, las cuales deberían ser independientes de las condiciones de contorno. Como consecuencia de adoptar este criterio, al analizar un problema mediante Elementos Finitos, surge el inconveniente de la pérdida de objetividad de la respuesta respecto del tamaño o densificación de la malla adoptada. Para salvar esta dificultad, una alternativa válida es determinar las propiedades de la fractura del material, y luego homogeneizar e introducir estas propiedades de fractura en las relaciones tensión – deformación, de acuerdo a la propuesta hecha por *William et al* [6].

En la presente formulación se adopta el concepto de energía de fractura para ambos modos de falla como una extensión del modelo de *Hillerborg* [7]. Esto no impide la ocurrencia de la localización como una bifurcación discontinua que se relaciona con formas o modos de falla frágiles.

El ablandamiento se inicia con la fisuración del hormigón, en general debido a un exceso de tensiones de tracción. En la formulación de la superficie de Fluencia dada en la ecuación 1, se observa que este fenómeno esta gobernado por el parámetro de cohesión c , el cual varía entre 1 y 0. El valor nulo corresponde a un material degradado, sin cohesión, cuya resistencia residual esta dada sólo por la fricción, razón por la cual el parámetro de fricción m alcanza el máximo valor en esta tensión residual. La superficie de fluencia bajo esta situación extrema tiene su vértice en el origen y esta dada por la expresión 10.

$$F(p, \mathbf{p}, \boldsymbol{\theta}) = \frac{3}{2} \left[\frac{\mathbf{p}r(\boldsymbol{\theta})}{f'_c} \right]^2 + \frac{m_r}{f'_c} \left[p + \frac{\mathbf{p}r(\boldsymbol{\theta})}{\sqrt{6}} \right] = 0 \quad 10$$

Sin embargo esta misma superficie, conforme crece el confinamiento se parece más a la superficie límite de máxima resistencia, llegando a coincidir con ella más allá del punto de transición frágil – dúctil.

Como el ablandamiento implica el deterioro de la resistencia a tracción, el parámetro de cohesión puede escribirse de la forma:

$$c_s = \frac{\sigma_t}{f'_t} \quad 11$$

siendo σ_t la resistencia de tracción actual y f'_t la resistencia máxima a tracción

De manera que en una situación de ablandamiento intermedio la superficie de fluencia puede escribirse de la forma dada en la expresión 12

$$F(p, \mathbf{p}, \boldsymbol{\theta}) = \frac{3}{2} \left[\frac{\mathbf{p}r(\boldsymbol{\theta})}{f'_c} \right]^2 + \frac{m_s}{f'_c} \left[p + \frac{\mathbf{p}r(\boldsymbol{\theta})}{\sqrt{6}} \right] - c_s = 0 \quad 12$$

En régimen de ablandamiento, la formulación de fractura contempla que la degradación de la resistencia a tracción se exprese en términos de la apertura de fisura u_f en lugar de la deformación de tracción. Las observaciones experimentales llevadas a cabo por *Hurlbut* [43], en tracción directa sobre muestras cilíndricas de diferentes alturas muestran que la rama de

ablandamiento exhibe un descenso exponencial de la resistencia., por lo tanto en el Modelo Extendido de Leon y basados en los argumentos de Hurlbut se define esta variación como:

$$\sigma(u_f) = f'_i e^{-5 \frac{u_f}{u_r}} \quad 13$$

De manera que la energía de fractura para el caso de tracción resulta:

$$G_f^I = \int_0^{u_r} \sigma_r du_f = f'_i \frac{u_r}{5} \left[1 - e^{-5 \frac{u_f}{u_r}} \right] \quad 14$$

A pesar que se consideren muestras de diferentes alturas esta energía disipada es constante. Por lo tanto se plantea una homogeneización a través de una equivalencia entre el concepto de mecánica de fractura y el concepto de continuo elastoplástico (ver [36]). Esto implica introducir una longitud característica h_f que relaciona la deformación con la apertura de fisura.

$$\dot{u}_f = h_f \dot{\epsilon}_f \quad 15$$

representando h_f la separación entre fisuras.

Este concepto se extiende al modo de falla de corte o modo II. En la formulación propuesta el espaciamiento de las fisuras está descrito a través del parámetro de ablandamiento κ_f basado en la energía de fractura:

$$\kappa_f = \frac{G_f^I}{G_f^{II}} h_f \dot{\epsilon}_f = \frac{1}{x_f} \dot{\epsilon}_f \quad 16$$

siendo x_f una medida de la ductilidad en ablandamiento definida en función de la presión hidrostática y que representa la densidad de la microfisuración.

En el modo II de fractura se evidencia un incremento de la densidad de microfisuras, efecto que se considera a través de la relación entre energías de deformación para los modos de corte y tracción, el cual se expresa de la forma:

$$\frac{G_f^{II}}{G_f^I} = A_f \left(\frac{3p - f'_t}{f'_c} \right)^4 + B_f \left(\frac{3p - f'_t}{f'_c} \right)^2 + 1 \quad 17$$

donde las constantes A_f y B_f se determinan a partir de ensayos de compresión triaxial con alto y bajo confinamiento.

3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

El programa experimental que se presenta ha sido desarrollado en el Laboratorio de Tecnología de Estructuras de la Escuela de Caminos Canales y Puertos de Barcelona en la Universidad Politécnica de Cataluña, España. Este programa incluye la realización de una serie de ensayos triaxiales sobre probetas de hormigón ($f'_c = 30$ MPa) de tamaño 15 x 30cm, bajo 6 niveles de confinamiento, 0, 1.5, 4.5, 9, 30 y 60Mpa. [9]

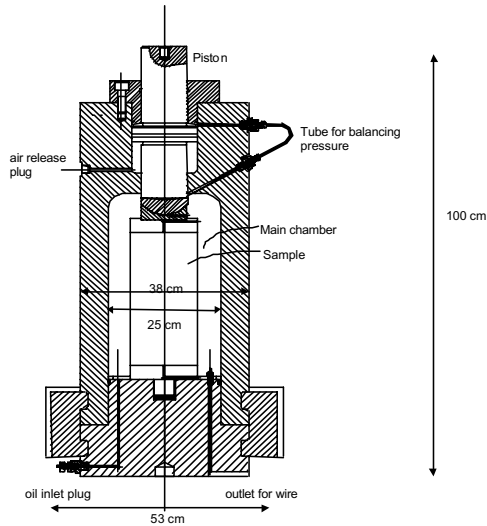


fig. 2 Célula de carga triaxial

Los ensayos se llevaron a cabo en una célula de carga triaxial WIKHEAM FARRANCE, preparada especialmente para probetas cilíndricas, con la cual pueden aplicarse confinamientos de hasta 140 MPa [6]. Para la aplicación de la carga axial se utilizó una prensa servo controlada Suzpecar/ MTS, con una capacidad de carga de 5000 KN.

En la figura 2 se muestra un corte longitudinal de la célula. Los ensayos fueron realizados en dos etapas, una primera etapa bajo control de tensión, en esta se incrementó gradualmente la presión de confinamiento lateral y axial, hasta alcanzar un determinado nivel de confinamiento. Luego, en una segunda etapa, se imponía una velocidad de desplazamiento axial, manteniendo constante la presión de confinamiento, es decir controlando los desplazamientos se aplicó la carga desviadora.

Durante estas etapas se registraron las deformaciones axiales y circunferenciales a través de extensómetros pegados en la superficie de la probeta. Se utilizaron 4 extensómetros, 2 axiales y 2 circunferenciales, estos tenían una longitud base de 60 mm (TML, tipo YL-60), diseñados especialmente para el registro de grandes deformaciones. También se registró el desplazamiento axial con un transductor de desplazamientos colocado en el extremo del pistón de la célula de carga. Por otro lado la prensa servocontrolada contaba con su propio sistema de medición de la carga aplicada y del desplazamiento del actuador. La presión interna de la célula se registró mediante un transductor de presión. Uno de los objetivos que se procuraba en estos ensayos era tomar mediciones durante la totalidad del fenómeno de ablandamiento. Es de importancia hacer notar que en los ensayos con confinamientos elevados las deformaciones alcanzan niveles de deformaciones del 12%.

Los niveles de confinamiento se eligieron de manera que la relación con la resistencia sea de 0%, 5%, 15%, 30%, 100% y 200%. Se realizaron dos ensayos para cada nivel de confinamiento.

Los resultados en términos de tensiones y deformaciones se presentan en el gráfico de la figura 3, donde se representan curvas de respuesta de la tensión axial y deformación axial conjuntamente con la curva de tensión axial con deformación lateral para los 5 niveles de confinamiento

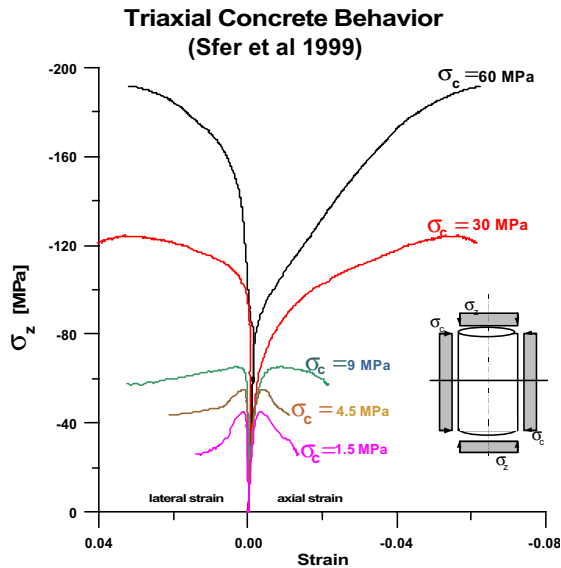


Figura 3 . Resultados experimentales

4. CALIBRACION DE MODELO

A partir de las comparaciones realizadas se evidencian diferencias en las predicciones del modelo Extendido de León (MEL), para el régimen de alto confinamiento ($\sigma_c > f'_c$). Estas diferencias se fundan básicamente en que la actual formulación de endurecimiento es incapaz de reproducir la gran ductilidad que le otorga el alto grado de confinamiento, por otro lado el grado de no asociatividad que se ha obtenido de los ensayos experimentales muestran diferencias con el de la formulación, precisamente en altos niveles de confinamiento. Sin embargo se observa que para bajos niveles de confinamiento ambas formulaciones, de endurecimiento y no asociatividad, conducen a una buena predicción.

En base a estas consideraciones en este capítulo se analiza una propuesta alternativa para las formulaciones de endurecimiento y no asociatividad a fin de actualizarlas para altos niveles de

confinamiento, por lo tanto estas propuestas se plantean para ser transparentes para bajos niveles de confinamiento y que sólo se activen para alto confinamiento.

4.1 Ley de endurecimiento propuesta

La formulación del endurecimiento propuesta en el Modelo Extendido de León propone que el parámetro x_p incorpore la influencia de la presión hidrostática en la respuesta a través de

$$x_p = A \left(\frac{p}{f'_c} \right)^2 + B \left(\frac{p}{f'_c} \right) + C \quad 18$$

siendo A , B y C constantes de calibración obtenidas experimentalmente, ver Etse [3], $A = -0.000425$, $B = -0.00495$ y $C = 0.000212$

Esta función es insuficiente para reproducir el comportamiento en alto confinamiento, por lo que se propone incorporar un término adicional de un grado superior de manera que este término sea de influencia despreciable en bajo confinamiento, mientras que produzca diferencias en alto confinamiento. Por lo tanto en la nueva propuesta se agrega un nuevo término de orden cúbico, y la expresión definitiva tiene la forma

$$x_p = A \left(\frac{p}{f'_c} \right)^2 + B \left(\frac{p}{f'_c} \right) + C + D_n \left(\frac{p}{f'_c} \right)^3 \quad 19$$

donde las constantes de calibración siguen siendo las mismas y sólo se agrega $D_n = -0.0043$.

4.2 Ley de No asociatividad propuesta

De las comparaciones vistas en el capítulo 5 se puede inferir que la formulación de no asociatividad propuesta por el MEL no reproduce con precisión el comportamiento en régimen de alto confinamiento.

En forma análoga que en el caso de la formulación del endurecimiento, la nueva propuesta debería comprender a la anterior en régimen de bajo confinamiento de manera que en este rango no surjan diferencias, por el contrario en alto confinamiento sí deberían presentarse cambios.

El gradiente volumétrico de la superficie de potencial plástico propuesto por el MEL puede expresarse a través de la siguiente ecuación

$$\frac{\partial Q}{\partial p} = \frac{\partial F}{\partial p} + \frac{k^2}{f'_c} \left(D e^{E \left(\frac{-3p+f'_c}{3f'_c} \right)^2} + G \right) \quad 20$$

En esta las constantes de calibración D , E y G se obtienen de experimentalmente. Los valores de las mismas, de acuerdo a Etse [3] son:

$$D = 8.675 + 5.115 \times e^{-5(1-k)}$$

$$E = -14.956 + 6.736 \times e^{-5(1-k)}$$

$$G = -6.3$$

Como se había definido el factor de no asociatividad volumétrica a través de la diferencia entre el gradiente de la superficie de potencial y el de la superficie de fluencia, es decir:

$$\alpha_v^{MEL} = \frac{\partial Q}{\partial p} - \frac{\partial F}{\partial p} = \frac{k^2}{f_c'} \left(De^E \left(\frac{-3p+f_c'}{3f_c'} \right)^2 + G \right) \quad 21$$

Esta formulación es función del parámetro de endurecimiento y de la presión hidrostática.

Una alternativa que permitiría lograr obtener un factor de no asociatividad con un mejor ajuste sería el limitar el valor del parámetro de endurecimiento a un valor prefijado. Pero esto sólo se requiere en niveles de alto confinamiento, es por ello que la limitación está restringida también por el valor de p . Siguiendo este razonamiento es que se define a

$$k_n = \begin{cases} k & \text{si } k < 0.78 \wedge p/f_c' < 1.0 \\ 0.78 & \text{si } k \geq 0.78 \wedge p/f_c' \geq 1.0 \end{cases} \quad 22$$

Este nuevo parámetro k_n debe introducirse en la formulación precedente en reemplazo del parámetro k .

4.3 Predicción de la Respuesta $\sigma - \epsilon$

Introducidos estos cambios en la formulación del MEL, se repiten las predicciones desarrolladas con el CODRI, a fin de analizar la nueva respuesta, que obviamente no difieren de las presentadas en el capítulo 5 en el rango de bajo confinamiento, es por ello que se presentan a continuación sólo los ensayos correspondientes a confinamientos de 9.0, 30 y 60 MPa. [10]

En el gráfico de la figura 4 se observa la respuesta en tensión deformación que corresponde al ensayo con 9.0 MPa de confinamiento, se presentan en el mismo gráfico el comportamiento experimental y las predicciones del MEL y la del MEL modificado mediante las formulaciones alternativas que se han presentado en la sección anterior. Puede apreciarse que no hay mayores diferencias entre ambas predicciones numéricas.

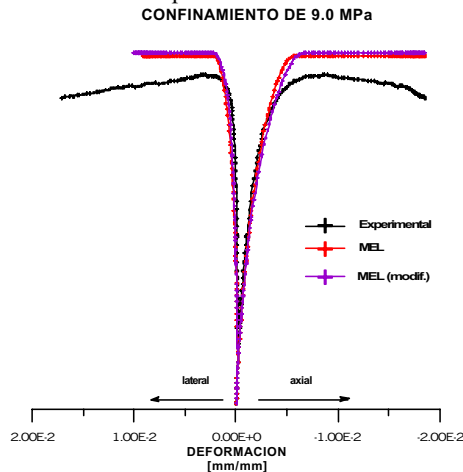


Figura.4 Gráficos $\sigma - \epsilon$ experimental y numéricos con confinamiento de 9.0 MPa

En la figura 5 se presenta un gráfico similar para el caso de un confinamiento de 30 MPa, puede observarse claramente la influencia de la formulación que ha permitido una mejor predicción del comportamiento dúctil en rango de alto confinamiento. Sin embargo puede verse que aún con las modificaciones efectuadas no es posible lograr un mejor ajuste de las deformaciones transversales en la etapa próxima al pico.

CONFINAMIENTO DE 30.0 MPa

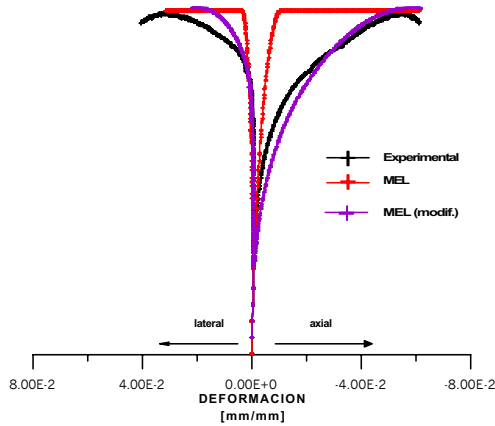


Figura 5 Gráficos $\sigma - \epsilon$ experimental y numéricos con confinamiento de 30.0 MPa

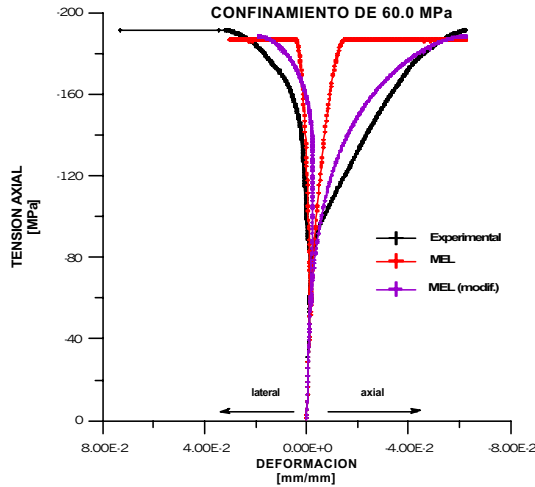


Figura 6 Gráficos $\sigma - \epsilon$ experimental y numéricos con confinamiento de 60.0 MPa

En la figura 6 se presenta el ensayo con 60 MPa de confinamiento, en este caso se aprecia una situación similar a lo visto en el caso anterior. Se logra una predicción más ajustada del comportamiento dúctil, a pesar de que la predicción del modelo respecto de las deformaciones transversales es ligeramente inferior a la registrada experimentalmente.

A partir de este análisis puede decirse en términos generales que las modificaciones planteadas permiten mejorar el desempeño del MEL (Modelo Extendido de Leon) en el rango de alto confinamiento

5. ANÁLISIS DE ELEMENTOS FINITOS

Se analiza en esta sección la respuesta a nivel estructural o de Elementos Finitos de una probeta de hormigón discretizada mesomecánicamente, es decir, reconociendo las propiedades bifásicas del hormigón: mortero cementicio y agregado. El objetivo es evaluar la capacidad de la versión del MEL resultante luego de la calibración llevada a cabo en el marco de las presentes investigaciones para reproducir el comportamiento estructural de las probetas de hormigón cuando estas son ensayadas a compresión en regímenes de alto confinamiento. Es evidente que, debido a la fuerte discontinuidad en la distribución de las propiedades mecánicas en la probeta analizada a nivel mesomecánico, los estados tensionales en los materiales constitutivos de los distintos elementos componentes de la malla serán altamente heterogéneos, en forma similar a lo que acontece en el prototipo. Esta alta heterogeneidad inducirá inestabilidades y fallas combinadas. Se pretende analizar y evaluar si las predicciones de falla obtenidas computacionalmente mediante el modelo aquí planteado y mediante el análisis mesomecánico reproduce en forma realista los mecanismos de falla y los comportamientos volumétricos registrados durante los ensayos experimentales.

En esta modelación se ha representado solamente la cuarta parte de la probeta de hormigón, en base a una hipótesis de doble simetría del mecanismo de falla. Si bien esta simplificación puede parecer excesiva es mas que suficiente para el análisis de un problema de alta complejidad y heterogeneidad como el presente. Se han utilizado elementos finitos brick isoparamétricos de 8 nodos. Se ha tomado como celda básica un volumen de 1 cm³ para los fines de la discretización del espacio ocupado por la probeta cilíndrica. La malla resultante cuenta en total con 1440 elementos, como se aprecia en la figura 7.

Las condiciones de contorno adoptadas son las que corresponden a un estado global homogéneo de tensiones, es decir, libre desplazamiento lateral en la cara superior. Esta homogeneidad a nivel macro no involucra una homogeneidad a nivel mesomecánico como en la presente malla, debido a las fuertes heterogeneidades resultantes en la distribución de tensiones producto de la convivencia entre materiales de diferente propiedades mecánicas (mortero y agregado).

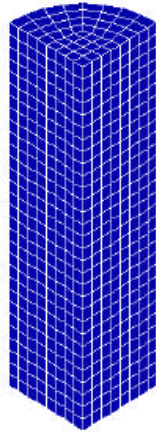


Figura 7 Modelo de Probeta

Mediante una perturbación probabilística se ha logrado la distribución aleatoria de agregados en la probeta. Sin embargo se ha respetado el porcentaje de agregado que caracterizaba al hormigón real de las probetas. En el presente caso, esta proporción fue 60% de árido y, por lo tanto, 40% de matriz cementicia.

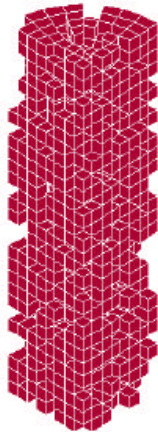


Figura 8a elementos áridos

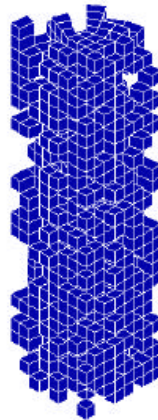


Figura 8b elementos matriz

Se simula en primera instancia un ensayo de compresión uniaxial y en este se observa la diferencia que presenta la distribución interna de tensiones al considerar al hormigón como un material bifásico, frente a una consideración homogénea.

En una primera etapa de este estudio computacional de elementos finitos a nivel mesomecánico se realiza un análisis de la respuesta elástica. Se adoptaron rigideces elásticas mas elevadas para el agregado que para el mortero, reproduciendo las características mecánicas reales de ambos materiales en el caso de hormigones estándares.

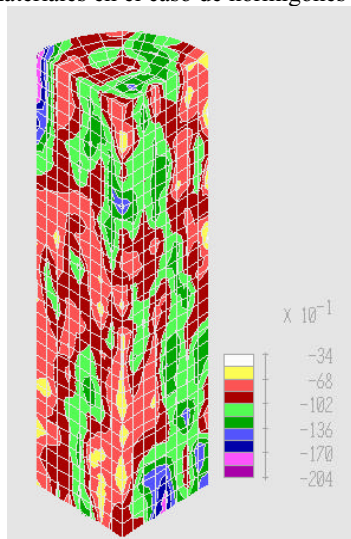


Figura 9 distribución de tensiones en un ensayo de compresión

En la Figura 9 se observa la distribución de tensiones elásticas en el ensayo de compresión uniaxial. Puede observarse que la misma presenta concentraciones y relajaciones de tensiones en sectores próximos y alejados de los agregados, indicando la fuerte diferencia respecto de la predicción del análisis a nivel continuo o macromecánico que se caracteriza por una distribución de tensiones completamente homogénea.

A partir de este análisis se obtuvieron los valores de la reacción en la cara superior, y a partir de esta y el área transversal se obtuvo la tensión media en la probeta, la cual se la relaciono con la deformación elástica media para obtener el modulo elástico equivalente.

Con el fin de analizar la influencia de las propiedades mecánicas de los materiales constituyentes en la respuesta elástica global de la probeta, se han considerado diferentes relaciones entre los módulos elásticos del árido y del mortero. También se analizó la influencia del tamaño de la probeta en la solución elástica de la distribución de tensiones.

Para cada variante analizada se determino el módulo equivalente. Estos resultados fueron resumidos en tablas donde se indica la relación entre los módulos elásticos de los materiales constituyentes, matriz y árido, el módulo del conjunto, el módulo correspondiente a un comportamiento serie entre ambos materiales y la diferencia entre éste y el módulo equivalente registrado.

1.- Resultados para un contenido de árido del 57% y con un factor de escala 1:

Relación Ea/Em	Em [t/cm ²]	Ea [t/cm ²]	Eeq [t/cm ²]	Dif %
0.8	180	144	163	3
2	180	360	246	-2
4	180	720	354	11
7	180	1260	492	28
10	180	1800	616	40

2.- Resultados para un contenido de árido del 57% y un factor de escala 1/3

Relación Ea/Em	Em [t/cm ²]	Ea [t/cm ²]	Eeq [t/cm ²]	Eserie [t/cm ²]	Dif %
0.8	180	144	163	158	3
2	180	360	246	252	-2
4	180	720	354	314	11
7	180	1260	492	352	28
10	180	1800	616	370	40

Es decir que el cambio de escala no produce cambio alguno, lo cual es razonable dentro del rango elástico.

3.- Resultados para un contenido de árido del 50% y un factor de escala 1

Relación Ea/Em	Em [t/cm ²]	Ea [t/cm ²]	Eeq [t/cm ²]	Eserie [t/cm ²]	Dif %
0.8	180	144	161	160	1
2	180	360	257	242	6
4	180	720	389	291	25
7	180	1260	565	320	43
10	180	1800	729	333	54

4.- Resultados para un contenido de árido del 40% y un factor de escala 1

Relación Ea/Em	Em [t/cm ²]	Ea [t/cm ²]	Eeq [t/cm ²]	Eserie [t/cm ²]	Dif %
0.8	180	144	164	164	0
2	180	360	240	225	6
4	180	720	335	257	23
7	180	1260	451	274	39
10	180	1800	553	281	49

6. ENSAYO TRIAXIAL

Siguiendo con este trabajo se ha llevado a cabo un ensayo triaxial sobre el mismo modelo numérico de elementos finitos presentado anteriormente.

Para este análisis se consideró una relación de módulos elásticos de agregados y mortero $E_a/E_m = 2$, y un contenido de árido del 60%.

Sobre el modelo se aplicó tanto un estado de carga hidrostático, es decir una presión constante tanto en la superficie lateral como en los extremos como así también una carga axial desviadora. En la Figura 10 se observa la configuración deformada correspondiente a ambos estados triaxiales de carga.

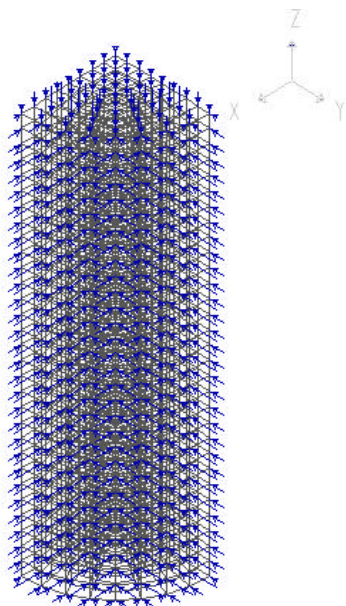


Figura 10a Estado de carga Hidrostático

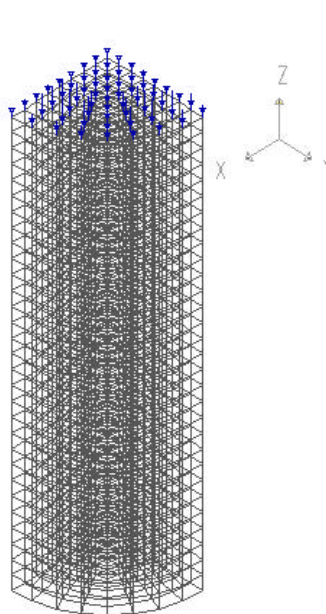


Figura 10b Estado de carga desviador

Frente a estas solicitaciones el conjunto integrado por elementos de materiales diferentes tiene un comportamiento particular. Para realizar un análisis del mismo se han registrado las deformaciones circunferenciales en planos a diferentes alturas y el cambio del volumen que se presenta.

La deformación circunferencial a diferentes alturas se obtiene a partir del cambio del perímetro de la muestra a diferentes alturas. Y la deformación volumétrica computando los cambios de volumen de cada uno de los elementos.

En la siguiente tabla se resumen los resultados obtenidos:

DEFORMACIÓN		HIDROSTATICO	DESVIADOR	TOTAL
TRANSV.	MAX	-3.386E-05	1.430E-03	
	MIN	-4.065E-05	1.180E-03	
	MEDIA	-3.683E-05	1.310E-03	1.274E-03
AXIAL		-3.642E-05	-6.669E-03	-6.705E-03
VOLUM.	OBTENIDA	-1.109E-04	-4.059E-03	-4.169E-03
	CALCULADA	-1.101E-04	-4.048E-03	-4.158E-03

De la tabla anterior se observa que para el caso analizado las deformaciones transversales registradas están acotadas en un margen de un 10% aproximadamente, es decir que la heterogeneidad de los materiales propuesta provoca una dispersión aproximada de un 10% de las deformaciones transversales.

Si representamos las tensiones y deformaciones del conjunto, es decir tomando las cargas y los desplazamientos globales se obtiene el grafico indicado en la figura.....

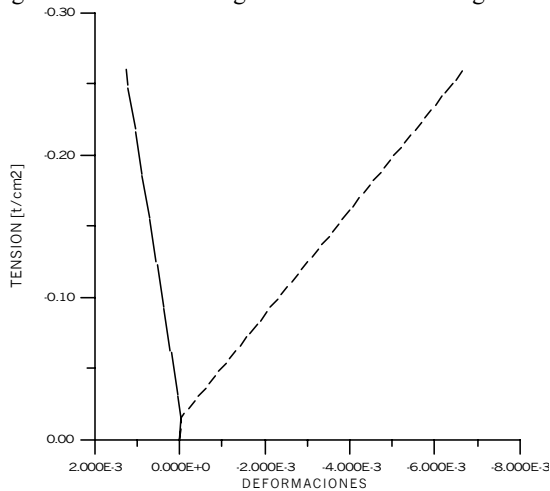


Figura 11. . Gráfico $\sigma - \epsilon$ del ensayo numéricos con confinamiento

A continuación se presenta una figura del modelo con la distribución de tensiones axiales en donde se aprecia que la misma presenta una gran irregularidad. Estas diferencias de tensiones aparentan ser mayores que las deformaciones.

Se observa claramente que hay sectores que involucran un volumen parcial importante en donde se producen tensiones menores a 0.2 t/cm², mientras que coexisten sectores con tensiones superiores a 0.3 t/cm².

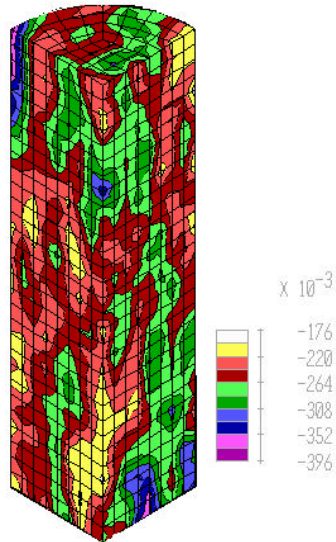


Figura 12 Distribución de tensiones de un ensayo de compresión triaxial

Se muestra en la Figura.13 una sección de la muestra a media altura donde se destacan la distribución discontinua de tensiones

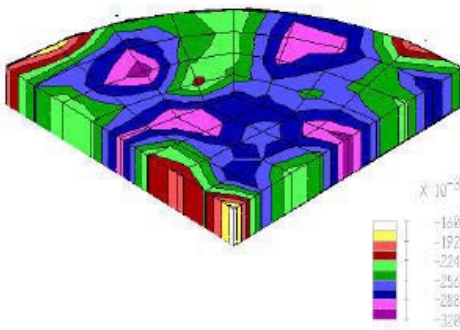


Figura 13 Tensiones en una sección de la probeta

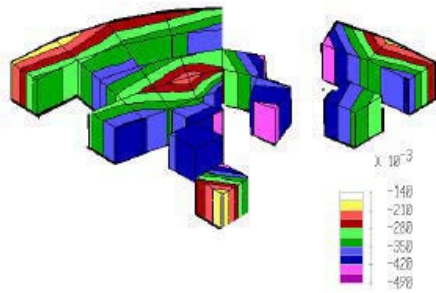


Figura 14 Tensiones en una sección (elementos áridos)

Igualmente interesante es analizar la distribuciones de tensiones en los elementos áridos según se observa en la Figura 14

7. CONCLUSIONES.

En el presente trabajo se presentan los resultados preliminares de una investigación para el análisis a nivel mesomecánico del comportamiento del hormigón bajo estados triaxiales de tensiones. En esta primera etapa se analizó solamente la etapa elástica de tales comportamientos, si bien el objetivo final incluye el estudio del comportamiento y mecanismo de falla de especímenes de hormigón.

Los resultados, si bien preliminares, demuestran la gran capacidad de los análisis computacionales a nivel mesomecánico para estudiar detalladamente el comportamiento de materiales compuestos como el hormigón. Asimismo demuestran la fuerte heterogeneidad de tensiones y deformaciones que se desarrolla en la probeta de hormigón como consecuencia de la distribución no uniforme de los materiales constitutivos.

En los pasos siguientes de esta investigación se analizará el comportamiento no lineal hasta rotura y el tipo de falla que caracteriza estos comportamientos, dúctil o localizada, en particular, cuando los estados triaxiales de tensiones coexisten con fuertes presiones volumétricas.

8. REFERENCIAS

- [1] Etse, G.; Willam, K. (1994): A fracture energy formulation for inelastic behavior of plain concrete. *ASCE J Eng. Mech. Div.* 120(9) 1983-2001
- [2] Leon, A. (1935) "Über die Scherfestigkeit des Betons" *Beton und Eisen*, Berlín, Germany, 34(8)
- [3] Hoek, E y Brown, E. (1980) "Empirical strength criterion for rock masses". *J. Geotech. Engrg. ASCE*, 106(9), 1013-1035.
- [4] Willam, K.; Warnke, E. (1975) " Constitutive models for the triaxial behavior of concrete" *Proc. Int. Assoc. Bridge Stuct. Engrg*, Report 39 Zurich, Switserland, 1-30.
- [5] Rashid M. (1992). "Deformation Extrapolation and Initial Predictors in Large-deformation Finite Element Analysis." *Computational Mechanics* Vol. 16, pp. 281-289.
- [6] Willam K, Hurlbut B, Sture S. (1985) "Experimental and Constitutive Aspects of Concrete Failure" *Proc. Of US-Japan Seminar on Finite Element Analysis of reinforced concrete Structures*, Tokyo, ASCE-Special Publication, New York, S 226-254
- [7] Hillerborg A., Modeer H., Petersson P. (1976), "Analysis of crack formation and crack growth in Concrete by means of Fracture Mechanics and Finite Element" *Cement and Concrete Research*, vol 6 773-781.
- [8] Hurlbut, B. (1985) "Experimental and computational investigation of strain-softening in concrete", MSc Thesis, Dept. CEAE, University of Colorado, Boulder, CO 80309-0428, USA.
- [9] Sfer D., Carol I, Gettu R., Etse G. (2002) "Experimental study of the triaxial behavior of concrete", *Journal of Engrg. Mech. ASCE*, Febrero de 2002, pag 162-174
- [10] Sfer D.,(2002) "Proceso de falla de Hormigón en régimen de alto confinamiento", Tesis doctoral, Instituto de Estructuras, UNT, 8 de Diciembre de 2002