

SIMULACION NUMERICA DEL COMPORTAMIENTO DE HORMIGONES PREVIAMENTE EXPUESTOS A ALTAS TEMPERATURAS

Mariela Luege, Bibiana Luccioni

CONICET, Laboratorio de Estructuras - Universidad Nacional de Tucumán
Av. Roca 1800 - 4000 S.M. de Tucumán, Argentina

Graciela Giaccio, Raúl Zerbino*

*CONICET, Laboratorio de Entrenamiento Multidisciplinario para la Investigación Tecnológica
LEMIT, 52 entre 121 y 122 (C.C. 128) - 1900 La Plata, Argentina

RESUMEN

La exposición de un hormigón de cemento portland a altas temperaturas genera importantes cambios en las propiedades mecánicas del mismo. La micro y macrofisuración producida por la deshidratación de la pasta de cemento y los diferentes coeficientes de expansión térmica modifican la resistencia, deformabilidad y módulo de Poisson del material original.

En este trabajo se propone un modelo termo-mecánico que permite reproducir el comportamiento mecánico de hormigones expuestos a altas temperaturas. La formulación está basada en un modelo de plasticidad acoplada con daño al cual se le incorpora el deterioro producido por el fenómeno de deshidratación de la pasta de cemento.

En primer lugar, se destacan las principales modificaciones producidas por la temperatura en el comportamiento mecánico posterior. A continuación, se describe el modelo constitutivo desarrollado. Finalmente se presentan los resultados de la simulación numérica con elementos finitos de los ensayos de compresión uniaxial y su comparación con los resultados experimentales.

INTRODUCCIÓN

En numerosas situaciones accidentales como explosiones nucleares o incendios o cuando las mismas forman parte de ciertas instalaciones, las estructuras de hormigón resultan transitoriamente sometidas a temperaturas elevadas. Sin embargo, en la literatura existen muy pocos modelos constitutivos para hormigón expuesto a temperaturas elevadas.

Las temperaturas elevadas inducen cambios micro-estructurales severos que alteran el comportamiento físico-mecánico del hormigón [1]. Entre los efectos más importantes se pueden citar: deshidratación del cemento, incremento en la porosidad, modificación del contenido de humedad, expansión térmica y retracción, alteración de la presión de vapor en poros, pérdida de resistencia (decohesión térmica), fisuración térmica debido a incompatibilidad térmica, degradación del módulo elástico (daño térmico), fluencia lenta térmica, y estallido térmico explosivo debido a la excesiva presión de poros [2][3].

Dentro de los trabajos recientes más completos sobre el tema se puede citar el modelo termo-plástico de Heinfling [1] que tiene en cuenta la variación irreversible de las propiedades elásticas y plásticas del hormigón con la temperatura. Gawin [4] presenta un modelo para el análisis de transferencia de calor y masa en hormigón a altas temperaturas y el comportamiento resultante que incluye el daño escalar del hormigón. Ju [2] propone un modelo constitutivo de daño termo-elástico para hormigones

aireados en el que varían el módulo elástico y el coeficiente de Poisson de acuerdo a funciones de la porosidad. Ulm [3] modela la deshidratación y sus efectos cruzados con la deformación elástica y los cambios irreversibles en el esqueleto sólido a través de un modelo de daño y plasticidad asociados al proceso de deshidratación. En general, los complejos modelos existentes no tienen en cuenta simultáneamente la totalidad de los cambios mecánicos irreversibles que se producen por efecto de las altas temperaturas y posterior enfriado. En particular, no tienen en cuenta de manera apropiada la disminución en el coeficiente de Poisson del hormigón

En este trabajo se propone un modelo para estimar el comportamiento del hormigón expuesto a altas temperaturas que tiene en cuenta la mayor parte de los efectos mecánicos residuales observados experimentalmente. Para la calibración del modelo se utilizan los resultados experimentales de probetas de hormigón sometidas a ensayos de módulo elástico, resistencia y energía de fractura residuales [5][6].

MODELO CONSTITUTIVO

Introducción

Como primera aproximación, el proceso de deshidratación a nivel microestructural puede ser atribuido a la microdifusión química de las moléculas de agua de ligadura de los microporos a los poros capilares. A excepción del daño térmico producido por la diferencia de coeficiente de dilatación térmica entre los agregados (en el caso de agregados silíceos), la degradación térmica es fundamentalmente debida a un cambio en la concentración y estructura de los constituyentes de la pasta de cemento [7][3][8] producido por la deshidratación. La pérdida de agua de ligadura, junto con la descomposición química y la disociación de los productos de hidratación, produce el ablandamiento de la ligadura química del gel del cemento y destruye las fuerzas cohesivas en los microporos. En la macroescala esto se traduce en una modificación del umbral elástico, de la resistencia y del endurecimiento plástico [3].

Bases termodinámicas

Según la hipótesis de elasticidad desacoplada [9], la energía libre puede suponerse formada por dos partes independientes: una parte elástica y una parte quimio-plástica [3].

$$\Psi(\varepsilon_{ij}^e, \alpha_i, d, \xi, \theta) = \Psi^e(\varepsilon_{ij}^e, d, \xi, \theta) + \Psi^{qp}(\alpha_i, \xi) = \frac{1}{2\rho} \varepsilon_{ij}^e C_{ijkl}^s(d, \xi) \varepsilon_{ij}^e + \Psi^{qp}(\alpha_i, \xi) \quad (1)$$

Donde Ψ es la densidad de energía libre, Ψ^e es la densidad de energía libre termo-elástica, Ψ^{qp} es la densidad de energía libre quimio-plástica, $\varepsilon_{ij}^e = \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p - \varepsilon_{ij}^g$ es el tensor de deformaciones elásticas, $0 \leq d \leq 1$ es la variable de daño mecánico, α_i es un conjunto de variables internas plásticas, θ una medida de la temperatura y ξ el grado de hidratación (masa de hidratos por unidad de volumen / masa de hidratos por unidad de volumen inicial), ρ es la densidad y $C_{ijkl}^s(d, \xi)$ es el tensor constitutivo secante afectado por la degradación mecánica y el proceso de deshidratación.

$$C_{ijkl}^s = (1-d)C_{ijkl}^h(\xi) = (1-d) \left[\frac{E(\xi)\nu(\xi)}{(1+\nu(\xi))(1-2\nu(\xi))} \delta_{ij}\delta_{kl} + \frac{E(\xi)}{2(1+\nu(\xi))} (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) \right] \quad (2)$$

Donde $E(\xi)$ y $\nu(\xi)$ son el módulo elástico y el coeficiente de Poisson respectivamente

El cumplimiento de la desigualdad de Clausius Duhem se asegura si :

$$\sigma_{ij} = \rho \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl}^s(d, \xi) \varepsilon_{kl}^e \quad ; \quad \eta = - \frac{\partial \Psi^e}{\partial \theta} \quad (3)$$

$$\Xi = \underbrace{\sigma_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^p - \frac{\partial \Psi^{qp}}{\partial \alpha_i} \dot{\alpha}_i - \frac{\partial \Psi^e}{\partial d} \dot{d} - \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \dot{\xi}}_{\Xi_m} - \underbrace{\frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i}}_{\Xi_\theta} \geq 0 \quad (4)$$

Donde σ_{ij} es el tensor de tensiones, η la entropía específica por unidad de masa, Ξ la disipación por unidad de volumen, q_i el flujo de calor por conducción y x_i las coordenadas espaciales.

Proceso elastoplástico dañado

El umbral de comportamiento plástico se define mediante una función de fluencia [10][3][11]:

$$F'(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi) = \frac{f(\sigma_{ij})}{f_{red}^p(\xi)} - \bar{K}^p(\kappa^p) = f'(\sigma_{ij}, \xi) - \bar{K}^p(\kappa^p) = 0 \quad (5)$$

Donde \bar{K}^p es la función de endurecimiento plástico que depende de la variable de endurecimiento plástico κ^p (Luccioni et al 1996) y $f_{red}^p(\xi)$ es una función de reducción debida a la deshidratación.

El límite de comportamiento no dañado mecánicamente, se describe a través de una función de daño, similar a la función de fluencia en plasticidad [10][11]:

$$G^D(\sigma_{ij}; \kappa^d; \xi) = \frac{g^D(\sigma_{ij})}{f_{red}^D(\xi)} - \bar{K}^D(\kappa^d) = g^D(\sigma_{ij}, \xi) - \bar{K}^D(\kappa^d) = 0 \quad (6)$$

Donde \bar{K}^D es la función de endurecimiento en daño y κ^d la variable de endurecimiento en daño [10].

La ley tangente se obtiene a partir de las condiciones de consistencia plástica y de daño [10].

Evolución de la deshidratación

De acuerdo a Ulm [3], cuando el tiempo característico de microdifusión entre microporos y el espacio capilar es mucho menor que el tiempo característico de conducción del calor, se puede probar la existencia de una única función de deshidratación obtenida del equilibrio termodinámico:

$$\xi(\theta) = 1 - \frac{l/\theta_0}{\kappa} (\theta - \theta_0) ; \kappa = \frac{\partial^2 \Psi^{qp}}{\partial \xi^2} ; l/\theta_0 = \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta \partial \xi} \quad (7)$$

Balance de calor

Si se acepta la ley de conducción del calor de Fourier [12], la ecuación de balance de calor resulta:

$$\rho c_k \dot{\theta} + \underbrace{\theta \beta_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^e - l \dot{\xi} - \Xi_m}_{\text{acoplam. termo-mecánico}} = \rho r + k \nabla \theta \quad (8)$$

Donde k es la conductividad, $\beta_{ij}(d, \xi) = -\rho \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta \partial \epsilon_{ij}^e}$, $c_k = -\theta \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta^2}$ el calor específico y r fuentes calor por unidad de masa.

Ecuaciones de Equilibrio en Elementos Finitos

Las ecuaciones de equilibrio mecánico y térmico en elementos finitos se escriben como [11]:

$$\begin{cases} M_u \cdot \ddot{U} + f_u^{int} + M_{u-\theta} \dot{\Theta} - f_u^{ext} = 0 \\ C_\theta \dot{\Theta} + M_{\theta-u} \dot{U} + K_\theta \Theta + D^p - f_\theta = 0 \end{cases} \quad (9)$$

Donde U es el vector de desplazamientos nodales, Θ el vector de temperaturas nodales, M_u la matriz de masa dinámica, f_u^{int} el vector de fuerzas internas, $M_{u-\theta}$ la matriz de acoplamiento termoelástico, f_u^{ext} el vector de fuerzas mecánicas externas, C_θ la matriz de capacidad calórica, $M_{\theta-u}$ la matriz de rigidez térmica, K_θ la matriz de conductividad térmica, D^p la disipación térmica y f_θ el vector de fuerzas térmicas.

Este sistema de ecuaciones se resuelve mediante una técnica de tipo "staggered".

COMPARACIÓN CON RESULTADOS EXPERIMENTALES

Se presentan en este punto los resultados del modelo descrito para los ensayos de resistencia residual [13] realizados [5][6]. Con un hormigón de resistencia a la compresión promedio 39,6 MPa se moldearon probetas cilíndricas de (150x300mm) que fueron expuestas a diferentes temperaturas, tiempo de exposición y tipos de enfriamiento. Un grupo de probetas, que se identifica como "control", no fue expuesto a temperaturas y se dejó como referencia. El resto de las probetas se sometió a distintas temperaturas máximas (150°C a 700°C). Para el tratamiento térmico se empleó un horno eléctrico con control automático de temperatura. La temperatura máxima del horno fue mantenida durante una hora. La velocidad de elevación de temperatura dentro del hormigón, medida mediante termocuplas insertas, fue del orden de 100°C/hora. Las probetas posteriormente fueron sometidas a dos tipos de enfriamiento: lento, en el interior del horno y rápido en el cual las muestras fueron retiradas del horno inmediatamente después de haberse cumplido el tiempo establecido y enfriadas con chorros de agua durante un tiempo no menor a media hora. Las probetas se identifican con la temperatura máxima alcanzada (150, 300, 500, 700°C) seguidas por el tipo de enfriamiento (a: aire; w: agua). Todas las probetas fueron sometidas a ensayos de compresión uniaxial. Adicionalmente, se realizó un grupo de probetas que fueron sometidas al tratamiento térmico y luego ensayadas a flexión con tres puntos para la determinación de la energía de fractura. Eran vigas de sección transversal de 7,5x10cm de altura y 30cm de luz, con una entalla hasta la mitad de la altura, cargadas al centro.

Suponiendo que la relación entre el módulo elástico degradado y el inicial es proporcional al grado de hidratación, lo cual es una propiedad de intrínseca de los materiales de base cementicia [3], se puede utilizar las de variación del módulo elástico con la temperatura obtenida experimentalmente para encontrar $\xi(\theta) = \frac{E(\theta)}{E_o}$. A partir de allí, es posible obtener las variaciones del módulo elástico inicial,

del coeficiente de Poisson de la resistencia a compresión y de la energía de fractura en función del grado de hidratación que se presentan en Fig.1.

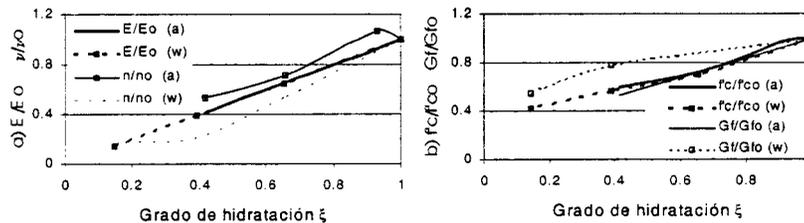


Fig.1 Variación de las propiedades mecánicas con el grado de hidratación

a) Módulo elástico y coeficiente de Poisson; b) Resistencia a compresión y energía de fractura

Para la simulación de los ensayos realizados se resuelve, en primer lugar, el proceso térmico que permite obtener el grado de hidratación de las probetas que se utiliza en la simulación del ensayo mecánico. En las Figs. 2 se presenta la comparación de los resultados experimentales de compresión uniaxial con los obtenidos numéricamente, observándose, en general, un buen ajuste.

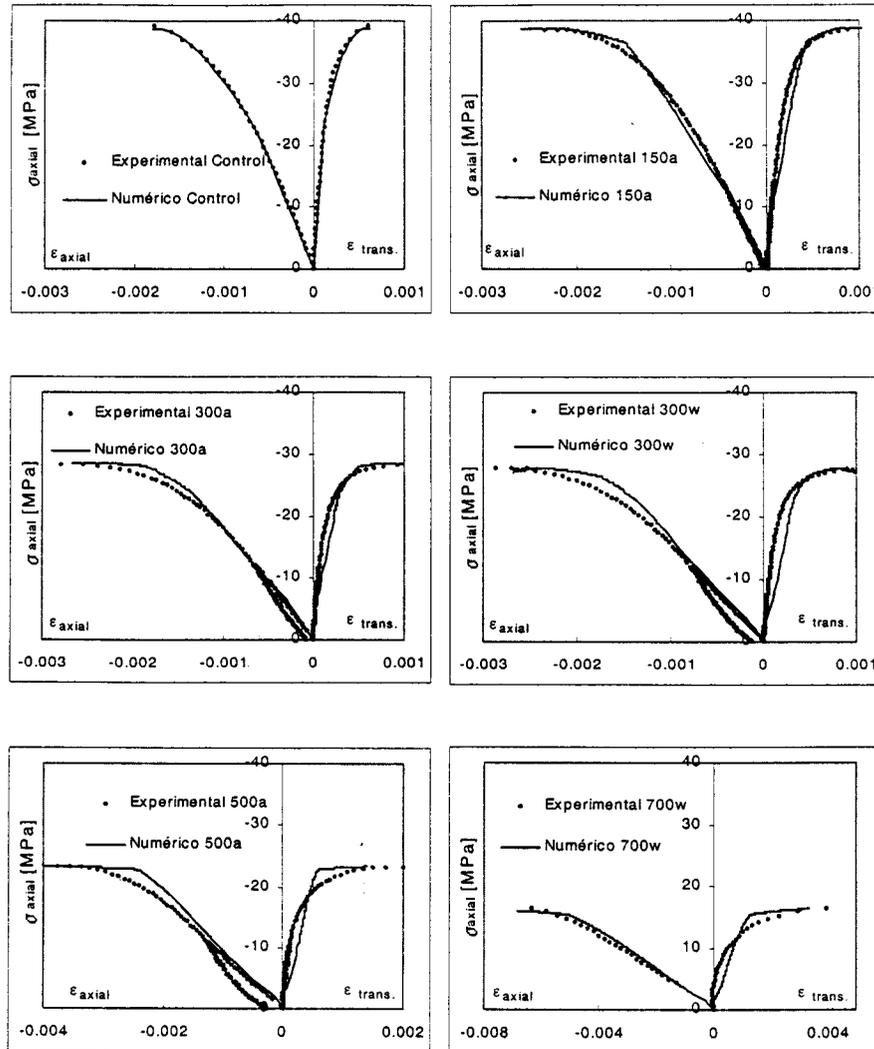


Fig.2 Resultados de los ensayos de compresión uniaxial

CONCLUSIONES

En el presente trabajo se propone un modelo termo-mecánico de plasticidad acoplada con daño apropiado para la simulación del comportamiento de estructuras de hormigón expuestas a altas temperaturas. Se introduce una nueva variable, el grado de hidratación, que a su vez depende de la temperatura, y que es la responsable de los cambios mecánicos observados. De esta forma es posible simular la degradación de las propiedades elásticas residuales y la alteración del comportamiento elastoplástico-dañado a través de una modificación de las funciones de fluencia y daño similar a la que se utiliza en problemas de fatiga, humedad y suelos semisaturados. El modelo se encuentra en su primera etapa de desarrollo requiriendo mayor estudio la formulación del potencial químico-plástico y la simulación del proceso de deshidratación.

La comparación con los resultados experimentales de ensayos de compresión uniaxial de probetas de hormigón sometidas a temperaturas elevadas y luego enfriadas muestra que el modelo es capaz de reproducir el comportamiento mecánico residual del hormigón caracterizado por la pérdida de rigidez, disminución de módulo de Poisson y modificación de su comportamiento elastoplástico dañado. Para verificar el modelo completo es necesario simular problemas termomecánicos acoplados con distribuciones no uniformes de temperatura.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al CONICET, al LEMIT y a la Universidad Nacional de Tucumán por el apoyo económico brindado.

REFERENCIAS

- [1] **Heinfling, G., Reynouard, J.M., Merabet, O., Duval, C.,** *A Thermo-Elastic Model for Concrete at Elevated Temperatures Including Cracking and Thermo-mechanical Interaction Strains*, Computational Plasticity, Fundamentals and Applications, CIMNE, Barcelona, 1997, págs 1493-1498.
- [2] **Ju, J.W. and Zhang, Y.,** *Advanced Thermomechanical Constitutive Models for Airfield Concrete Pavement under High Temperatures*, Damage Mech. in Eng. Materials, Elsevier, 1998, págs. 275-283.
- [3] **Ulm, F. J., Coussy, O. and Bazant, Z.,** *The Chunnel Fire. I: Chemoplastic Softening in Rapidly Heated Concrete*, ASCE J. of the Eng. Mechs., Vol. 125, No.3, March 1999, págs. 272-282.
- [4] **Gawin, D., Mjorana, C.E., Pesavento, F. and Schrefler, B. A.,** *A Fully Coupled Multiphase Model of Hygro-thermo-mechanical Behavior of Concrete at High Temperature*, Comp. Mechs., New Trends and Applications, CIMNE, Barcelona, Spain 1998, págs.1-19.
- [5] **Barragán, B., Di Maio, A., Giaccio, G., Traversa, L., Zerbino, R.,** *Efecto de las Altas Temperaturas sobre las Propiedades Fisicomecánicas del Hormigón*, Ciencia y Tecnología del Hormigón, LEMIT, N°5, 1997, págs. 51-64.
- [6] **Di Maio, A., Giaccio, A., Zerbino, R.,** *Relación entre el Módulo de Elasticidad Estático y Dinámico de Hormigones Expuestos a Altas Temperaturas*, Memorias de CONPAT'99, Montevideo, Uruguay, Tomo II, 1999, págs. 331-338.
- [7] **Ulm, F. J., Acker, P. and Lévy, M.,** *The Chunnel Fire. I: Analysis of Concrete Damage*, ASCE J. of the Eng. Mechs., Vol. 125, No.3, March 1999, págs. 283-289.
- [8] **Lin, W. M., Lin, T. D. and Powers-Couche, L.J.,** *Microstructures of Fire-Damaged Concrete*, ACI Material Journal, Vol.93, No.3, May-June 1996, págs. 199-203.
- [9] **Lubliner, J.,** *Plasticity Theory*, Mc. Millan Publishing U.S.A. (1990).
- [10] **Luccioni, B., Ollern and S., Danesi, R.,** *Coupled Plastic-Damaged Model*, Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 129, 1996, págs. 81-89.
- [11] **Salomón, O., Oñate, E., Oller, S. And Car, E.,** *Thermomechanical Fatigue Análisis Based on Continuum Mechanics*, Memorias de Mecom 99, Mendoza, Argentina, 1999, págs. 133-142.
- [12] **Maugin, G. A.,** *The Thermomechanics of Plasticity and Fracture*, Cambridge Univ. Press, 1992.
- [13] **Phan, L.T.,** *Fire Performance of High-Strength Concrete: A Report of the State-of-the-Art*. NISTIR 5934; 1996, 115 págs.