

ANALISIS NUMERICO NO LINEAL DE HORMIGONES SOMETIDOS A CAMPOS DE ALTAS TEMPERATURAS

Marianela Ripani y Guillermo Etse

*CONICET, Universidad de Buenos Aires, Av. Las Heras 2214, (C1127AAR) Buenos Aires, Argentina,
mripani@fi.uba.ar <http://www.fi.uba.ar/laboratorios/lmni>*

Palabras Clave: Altas Temperaturas, Análisis No Lineal, Hormigón.

Resumen. El uso del hormigón como material estructural en las obras civiles, implica un conocimiento acertado de sus características mecánicas, especialmente de su comportamiento ante situaciones de riesgo tales como la exposición a temperaturas elevadas. El aumento de la temperatura y del tiempo de exposición a éstas, conduce a importantes deterioros de la resistencia y la rigidez del hormigón, siendo estos deterioros en la mayoría de los casos, de carácter irreversible, pudiendo llegar a comprometer la seguridad de las estructuras y la vida de las personas. Por tal motivo y con el fin de estudiar particularmente el comportamiento del hormigón en entornos de altas temperaturas es menester la aplicación de teorías constitutivas confiables y realistas que satisfagan las leyes de la termodinámica y permitan su implementación en códigos de elementos finitos a través de modelos robustos. En este trabajo se presenta un modelo constitutivo no local capaz de predecir los efectos que las altas temperaturas provocan en el hormigón. La implementación numérica de una teoría no local en un código de elementos finitos, en este caso de gradientes, evita la dependencia del comportamiento pospico en el tamaño y orientación de los elementos, a partir de la incorporación de una longitud característica dependiente de las condiciones termo-mecánicas, la cual permite estudiar la respuesta del material de manera objetiva.

1. INTRODUCCION

No sólo en el caso de siniestros tales como explosiones o incendios, el hormigón estructural puede estar expuesto a la acción de las altas temperaturas, también puede ser una condición de uso durante su vida útil como es el caso de las estructuras de hornos, chimeneas, reactores nucleares, recipientes de presión, entre otros. Cuando el hormigón es sometido a temperaturas elevadas ocurren en él cambios a nivel microscópico, uno de los más importantes es la deshidratación de la pasta de cemento, que a nivel macroscópico se traduce en pérdida de rigidez y resistencia (Ulm y Coussy, 1999). En la Fig.(1) se presentan en forma esquemática los efectos que provoca el aumento de la temperatura en el hormigón, puede verse que hasta 200°C ocurre la evaporación del agua libre alojada en la red de poros, a partir de dicha temperatura comienza la deshidratación de los silicatos de calcio hidratados (CSH) componentes esenciales y determinantes de la resistencia de la pasta. Por encima de los 400°C comienza la deshidratación del hidróxido de calcio (CH) y más allá de los 600°C la degradación de los agregados pétreos, siendo los de origen síliceo más vulnerables que los de origen calcáreos en términos de daño térmico. En este trabajo, se considera a la deshidratación de los CSH como la principal causa de degradación mecánica del hormigón, por tal motivo se entiende como altas temperaturas aquellas que superan los 200°C y no se tienen en cuenta los efectos de la migración de agua y vapor de agua a través de la red de poros, lo cual podría conducir al efecto "*spalling*": descascamiento explosivo de la superficie del hormigón por aumento de la presión de poros. Este efecto es más frecuente en hormigones de alta resistencia (hormigones de resistencia característica mayor a 50MPa) cuando son calentados rápidamente.

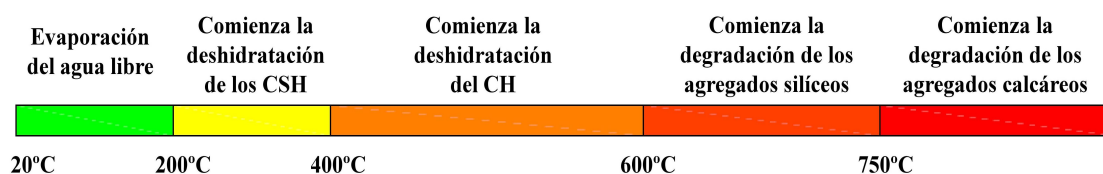


Figura 1: Efectos de las Altas Temperaturas en el Hormigón.

Para predecir de manera fidedigna el comportamiento del hormigón frente a las altas temperaturas, es necesaria la implementación de teorías constitutivas complejas que consideren al material como un medio poroso y permitan de esa forma, la incorporación de parámetros materiales que sean capaces de representar el deterioro físico-químico de la microestructura y su influencia a nivel macroscópico (Coussy, 1995, 2004). En la implementación numérica del comportamiento mecánico de los materiales cuasi-frágiles es imprescindible la utilización de teorías constitutivas no locales, que permitan el análisis objetivo del comportamiento pospico del material dando lugar a una respuesta que sea independiente de la orientación y tamaño de los elementos finitos empleados con la consecuente predicción objetiva de las bandas de corte y zonas de concentración de degradaciones. En este trabajo se presenta una teoría poroplástica de gradientes, termodinámicamente consistente, donde las únicas variables de carácter no local son las variables de estado internas, escalares (Svedberg y Runesson, 1997; Vrech y Etse, 2009; Mroginski et al., 2010). La regularización del comportamiento pospico se alcanza a través de la incorporación de una longitud característica dependiente de las condiciones térmicas.

2. MODELO FÍSICO

Para un análisis completo de los fenómenos que se desarrollan en el hormigón, cuando éste es sometido a la acción de altas temperaturas, es necesaria la consideración del material como un medio poroso, de manera de poder evaluar los cambios de propiedades que se originan en la matriz sólida y en los fluidos alojados en la red de poros. Para tal fin, en la Fig.(2), se muestra el esquema de un volumen representativo del medio poroso, que es considerado como la adición de dos partículas: el esqueleto sólido y la partícula fluida, ambas coincidentes en tiempo y espacio. El esqueleto sólido está formado por la matriz sólida, la porosidad ocluida y la porosidad conectada, por otro lado, la partícula fluida está compuesta por los fluidos alojados en la porosidad conectada: agua y aire, según la condición de saturación del medio (Coussy, 2004).

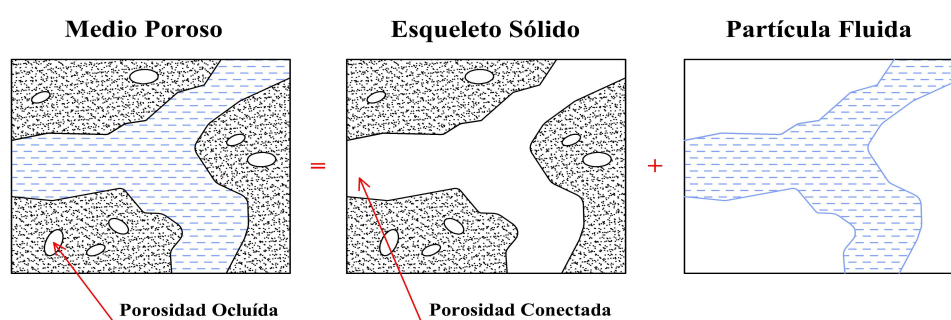


Figura 2: Composición del Medio Poroso

La formación de los silicatos de calcio hidratados (CSH) es la principal causa del desarrollo de la resistencia mecánica en hormigones a edad temprana (Ulm y Coussy, 1995), es decir, cuando tiene lugar el proceso de hidratación de la pasta de cemento. En cambio, cuando el hormigón endurecido es sometido a la acción de temperaturas elevadas, los CSH experimentan un proceso de deshidratación que conlleva a una pérdida de resistencia del material. Estudiando al hormigón como un medio poroso, es posible considerar la existencia del agua ligante, que es el agua químicamente adherida a la matriz sólida, encargada de asegurar la integridad de los CSH. Cuando la temperatura se incrementa, el agua ligante se convierte en agua libre que abandona al esqueleto sólido y se desplaza hacia la porosidad conectada, como muestra la Fig.(3). Este proceso explicaría la deshidratación de los CSH y la pérdida de resistencia mecánica del hormigón.

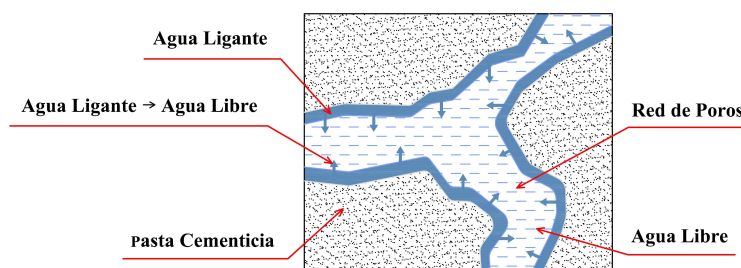


Figura 3: Modelo de Deshidratación.

3. TERMODINAMICA DEL MEDIO POROSO

Para el estudio adecuado del comportamiento de un material de cualquier tipo, es necesario asegurar la consistencia termodinámica del modelo constitutivo, lo cual implica el cumplimiento de la primera y segunda ley de la termodinámica. La Ec.(1) es la primera ley de la termodinámica y expresa la conservación de la energía en todas sus formas, mientras que la Ec.(2) es la segunda ley de la termodinámica que enuncia que la cantidad de energía de un sistema que sirve para realizar trabajo mecánico eficiente, solo puede decrecer en forma irreversible.

$$\dot{E} + \dot{K} = P_{ext} + Q^0; \quad E = \int_{\Omega} e d\Omega \quad (1)$$

$$\dot{S} - Q_{\theta} \geq 0; \quad S = \int_{\Omega} s d\Omega \quad (2)$$

En las ecuaciones anteriores, P_{ext} es el trabajo mecánico realizado por las fuerzas externas, Q^0 es el trabajo térmico, E la energía interna del sistema, S : la entropía del sistema, e la densidad de energía interna, K la energía cinética, Ω el volumen, $\partial\Omega$ la superficie del contorno, $Q_{\theta} = Q^0/\theta$ el trabajo térmico por unidad de temperatura absoluta θ y s la densidad de entropía. Teniendo en cuenta ambas expresiones para un medio poroso abierto, es posible abordar a la desigualdad de Clausius-Duhem dada en la Ec.(3) (Ulm y Coussy, 1995).

$$\int_{\Omega} \left[\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - g_m^{\beta} \nabla \cdot \mathbf{w}_{\beta} - s\dot{\theta} - \dot{\psi} - \mathbf{w}_{\beta} \cdot (\nabla g_m^{\beta} + s_m^{\beta} \nabla \theta) - \frac{\mathbf{h}}{\theta} \cdot \nabla \theta \right] d\Omega \geq 0 \quad (3)$$

Donde $\beta \in [1 : n]$ siendo n el número de componentes fluidos del sistema, además, $\boldsymbol{\sigma}$ es el tensor de Cauchy de segundo orden, $\boldsymbol{\varepsilon}$ el tensor de deformaciones infinitesimales totales de segundo orden, ψ es la energía libre de Helmholtz, s_m es la entropía interna por unidad de masa, \mathbf{w} es un tensor de primer orden correspondiente al flujo del fluido, g_m es la entalpía por unidad de masa del fluido y \mathbf{h} es un tensor de primer orden correspondiente al flujo de calor. En las ecuaciones anteriores, \dot{x} indica la derivada temporal de x y las letras en negrita representan tensores.

3.1. Químico-mecánica del medio poroso cerrado

A partir de esta sección, se considera que el medio poroso es cerrado, es decir, que no hay intercambio de fluidos entre el sistema considerado y el exterior, esto implica que el flujo de masa fluída es nulo $\mathbf{w}_{\beta} = 0$ y la desigualdad dada en la Ec.(3) queda de la siguiente manera

$$\int_{\Omega} \left[\boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} - s\dot{\theta} - \dot{\psi} - \frac{\mathbf{h}}{\theta} \cdot \nabla \theta \right] d\Omega \geq 0 \quad (4)$$

Además, cabe destacar que en este trabajo el análisis no local se basa en la teoría de plasticidad de gradientes siguiendo el enfoque propuesto por Svedberg y Runesson (1997), Vrech y Etse (2009) y Mroginski et al. (2010), donde la no localidad de gradientes se aplica a las variables de estado internas que son variables escalares. Esto simplifica el estudio del problema no local respecto de las propuestas presentadas por otros autores donde la no localidad es aplicada al tensor de deformaciones infinitesimales (Gao et al., 1999; Fleck y Hutchinson, 2001; Gudmunson,

2004). En base a lo explicado anteriormente, la energía libre de Helmholtz tiene la siguiente forma aditiva

$$\psi(\boldsymbol{\varepsilon}^e, \theta, \xi, q_\alpha, \nabla q_\alpha) = \psi^e(\boldsymbol{\varepsilon}^e, \theta, \xi) + \psi^{ch}(\xi) + \psi^{p,loc}(\xi, q_\alpha) + \psi^{p,nl}(\nabla q_\alpha) \quad (5)$$

Donde ψ^e , ψ^{ch} , $\psi^{p,loc}$ y $\psi^{p,nl}$ representan la parte elástica, química, plástica local y plástica no local de la energía libre, respectivamente. Además, $\boldsymbol{\varepsilon}^e$ es la parte elástica del tensor de deformaciones, q_α las variables de estado internas y ξ es el grado de deshidratación de la pasta de cemento. Partiendo de la definición de la energía libre se desprenden las ecuaciones de estado en Ec.(6) y las expresiones para la disipación química (D^{ch}), térmica (D^{th}) y plástica local ($D^{p,loc}$), en las Ecs.(7-a-b-c) respectivamente, junto con la disipación plástica no local ($D^{p,nl}$) en la Ec.(8) que posee un término en el volumen y un término en el contorno, éste último como consecuencia de la aplicación de la teoría de gradientes.

$$\boldsymbol{\sigma} = \frac{\partial \psi^e}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e}; \quad S = -\frac{\partial \psi^e}{\partial \theta} \quad (6)$$

$$D^{ch} = -\frac{\partial \psi^{ch}}{\partial \xi} \dot{\xi} \geq 0; \quad D^{th} = -\frac{\mathbf{h}}{\theta} \cdot \nabla \theta \geq 0; \quad D^{p,loc} = \boldsymbol{\sigma} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^p - \frac{\partial \psi^{p,loc}}{\partial q_\alpha} \dot{q}_\alpha \geq 0 \quad (7)$$

$$D^{p,nl} = \left(\nabla \cdot \frac{\partial \psi^{p,nl}}{\partial \nabla q_\alpha} \right) \dot{q}_\alpha + \int_{\partial \Omega} \mathbf{n} \cdot \frac{\partial \psi^{p,nl}}{\partial \nabla q_\alpha} \dot{q}_\alpha d\partial \Omega \geq 0 \quad (8)$$

Donde $\boldsymbol{\varepsilon}^p$ es la parte plástica del tensor de deformaciones y \mathbf{n} es el vector normal a la superficie $\partial \Omega$.

3.2. Ecuaciones de estado en forma de tasa

Para un medio poroso cerrado, químicamente reactivo, cada término de la Ec.(5) puede definirse de la siguiente manera

$$\psi^e = \frac{1}{2} \boldsymbol{\varepsilon}^e : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e - \theta \boldsymbol{\alpha} : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e + \frac{l}{\theta_0} \xi \theta - \frac{C}{2\theta_0} \theta^2 \quad (9)$$

$$\psi^{ch} = \frac{h^{ch}}{2} \xi^2 - A_0 \xi; \quad \psi^{p,loc} = -(1 - \xi) \frac{h_\alpha^{loc}}{2} q_\alpha^2; \quad \psi^{p,nl} = \frac{1}{2} l_c^2 H_\alpha^g \nabla \cdot \nabla q_\alpha \quad (10)$$

Donde C es la capacidad calorífica del hormigón, h^{loc} el módulo de endurecimiento- ablandamiento químico-plástico, A_0 la afinidad química inicial, l_c la longitud característica de gradientes, H^g el módulo de ablandamiento de gradientes, θ la temperatura, l el calor latente de deshidratación, h^{ch} el módulo químico, y $\boldsymbol{\alpha} = \alpha \mathbf{I}$ con α el coeficiente de dilatación térmica del hormigón. En base a las Ecs.(7 y 8) se definen las tensiones disipativas: química ($Q^{ch} = -\partial \psi^{ch} / \partial \xi$); plástica local ($Q^{p,loc} = -\partial \psi^{p,loc} / \partial q_\alpha$) y plástica no local ($Q^{p,nl} = \nabla \cdot \partial \psi^{p,nl} / \partial \nabla q_\alpha$). A partir de la diferenciación de las tensiones disipativas y de las ecuaciones de estado dadas en Ec.(6) y teniendo en cuenta lo definido en las Ecs.(9 y 10), se obtienen las ecuaciones de estado en forma de tasa.

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{C} : \dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^e + \alpha \mathbf{I} : \mathbf{C} \dot{\theta}; \quad \dot{S} = \frac{C}{\theta_0} \dot{\theta} + \frac{l}{\theta_0} \dot{\xi} \quad (11)$$

$$\dot{Q}^{p,loc} = (1 - \xi)h_{\alpha}^{p,loc}\dot{q}_{\alpha} - h_{\alpha}^{p,loc}q_{\alpha}\dot{\xi}; \quad \dot{Q}^{ch} = -h^{ch}\dot{\xi} + \frac{l}{\theta_0}\dot{\theta} \quad (12)$$

$$\dot{Q}^{p,nl} = -l_c \nabla \cdot (H_{\alpha}^g \nabla \dot{q}_{\alpha}) \quad (13)$$

Los coeficientes de las Ecs.(11, 12 y 13) se obtienen a partir de la energía libre de Helmholtz de la siguiente manera

$$\mathbf{C} = \frac{\partial^2 \psi^e}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e \partial \boldsymbol{\varepsilon}^e}; \quad \alpha \mathbf{I} : \mathbf{C} = \frac{\partial^2 \psi^e}{\partial \boldsymbol{\varepsilon}^e \partial \theta}; \quad \frac{C}{\theta_0} = \frac{\partial^2 \psi^e}{\partial \theta \partial \theta}; \quad \frac{l}{\theta_0} = \frac{\partial^2 \psi^e}{\partial \theta \partial \xi} \quad (14)$$

$$(1 - \xi)h_{\alpha}^{p,loc} = \frac{\partial^2 \psi^{p,loc}}{\partial q_{\alpha} \partial q_{\alpha}}; \quad h_{\alpha}^{p,loc}q_{\alpha} = \frac{\partial^2 \psi^{p,loc}}{\partial q_{\alpha} \partial q_{\xi}}; \quad h^{ch} = \frac{\partial^2 \psi^{ch}}{\partial \xi \partial \xi} \quad (15)$$

$$H_{\alpha}^g = \frac{1}{l_c} \frac{\partial^2 \psi^{p,nl}}{\partial \nabla q_{\alpha} \partial \nabla q_{\alpha}}; \quad (16)$$

3.3. Balance térmico y cinética de deshidratación

Teniendo en cuenta la segunda ley de la termodinámica dada en la Ec.(2) junto con la ecuación de estado en forma de tasa para la entropía en la Ec.(11-b) y suponiendo que rige la ley de Fourier para la difusión de la temperatura ($\mathbf{h} = -k \nabla \theta$) se obtiene la ecuación del calor para la determinación de la distribución de las temperaturas en el espacio y el tiempo a través de la Ec(17).

$$C\dot{\theta} = k \nabla \cdot \nabla \theta + l\dot{\xi} \quad (17)$$

Donde k es la conductividad térmica del hormigón. Por otro lado, para la determinación del grado de deshidratación en función de la temperatura aplicada, es necesario evaluar la Ec.(12-b) cuando $Q^{ch} \rightarrow 0$, condición en la cual se considera que el proceso químico se ha completado. De acuerdo a la evidencia experimental (Ulm y Coussy, 1999), cada nivel de temperatura se relaciona a un nivel de deshidratación de la pasta de cemento de acuerdo a la tendencia que se muestra en la Fig.(4).

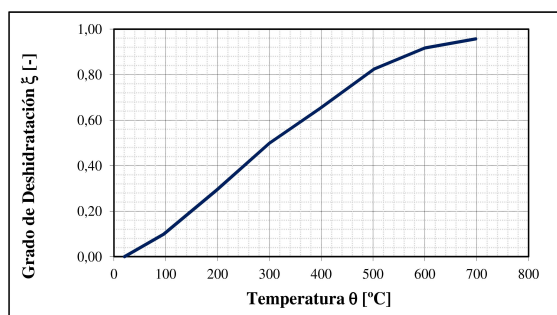


Figura 4: Niveles de deshidratación de la Pasta de Cemento (Ulm y Coussy, 1999)

4. MODELO CONSTITUTIVO

La formulación clásica del criterio de Drucker-Prager es una modificación simple del criterio de fluencia de Von Mises, en donde, además de considerar el segundo invariante del tensor de tensiones desviadoras (J_2), se incluye un término adicional en función de la componente hidrostática o primer invariante del tensor de tensiones (I_1). La expresión del criterio de máxima resistencia de Drucker-Prager de segundo orden, modificado por la acción de las altas temperaturas, en coordenadas de Haigh Westergaard adimensionalizadas está dada en la Ec(18).

$$\frac{(\rho^*)^2}{2} + \sqrt{3}\hat{\alpha}\zeta^* - \hat{c} = 0 \quad (18)$$

Con

$$\hat{\alpha} = \frac{(f'_{c\theta} - f'_{t\theta})}{3f'_c}; \quad \hat{c} = (1 - \xi)\frac{f'_t}{3f'_c}; \quad \rho^* = \frac{\rho}{f'_c}; \quad \zeta^* = \frac{\zeta}{f'_c} \quad (19)$$

Con $\rho = \sqrt{2J_2}$, $\zeta = I_1/\sqrt{3}$ las coordenadas de Haigh Westergaard, f'_c y f'_t las resistencias del hormigón a temperatura ambiente, $f'_{c\theta}$ y $f'_{t\theta}$ las resistencias a compresión y tracción del hormigón afectadas por la temperatura θ y como ya fue mencionado anteriormente, ξ es el grado de deshidratación de la pasta de cemento. La notación \hat{x} indica la dependencia de x respecto de la temperatura o en su defecto del grado de deshidratación. El criterio de falla adoptado debe responder a la tendencia presentada en las Figs.(5) donde puede verse una importante caída de la resistencia según sea la temperatura máxima alcanzada. En la Fig.(6) se grafican los meridianos de compresión del modelo Drucker-Prager parabólico afectado por temperatura, donde se evidencia el corrimiento hacia el origen de coordenadas, de los puntos de máxima resistencia para el ensayo de compresión uniaxial en función del grado de deshidratación alcanzado.

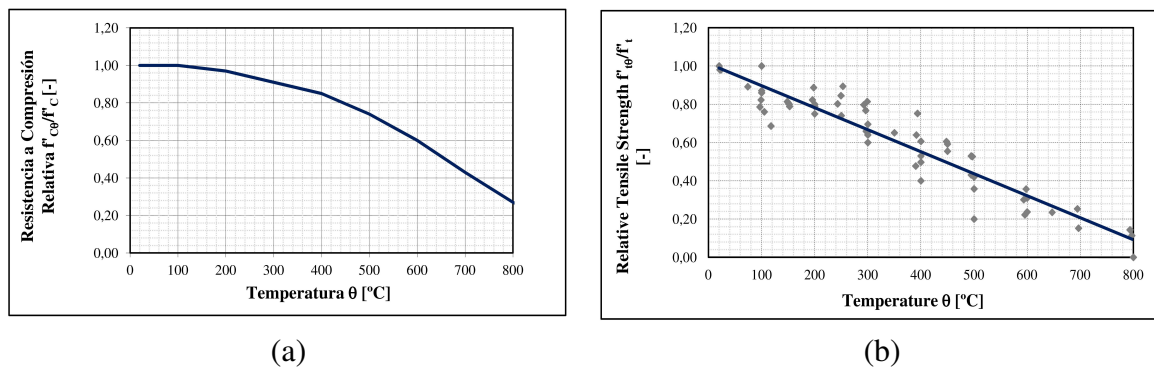


Figura 5: Pérdida de Resistencia a Compresión (a) y a Tracción (b).

En base a la curva provista por el Eurocode-2 (2004) para la caída de resistencia a compresión y el ajuste de los datos experimentales para la determinación de la caída de la resistencia a tracción (Anderberg y Thelandersson, 1976; Carette et al., 1982; Lie, 1992; Noumowe et al., 1996; Zhang y Bicanic, 2002; Xu et al., 2003; Menou et al., 2006; Zhang, 2011) mostrados en las Figs.(5), junto con la determinación del grado de deshidratación ξ dado en el Fig.(4), es posible obtener el comportamiento en falla del hormigón bajo los efectos de temperaturas comprendidas entre 200°C y 700°C obteniéndose la respuesta que se muestra en la Fig.(6), donde básicamente puede verse que las superficies de falla se contraen con el aumento del grado de deshidratación.

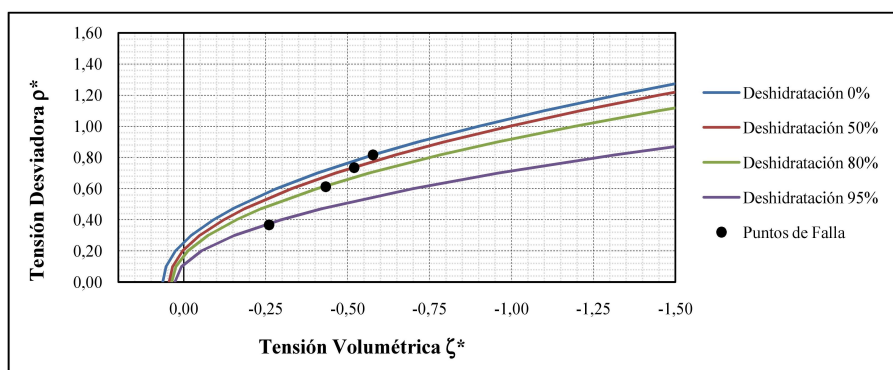


Figura 6: Criterio de Falla Modificado por Temperatura.

Para el estudio del comportamiento del hormigón en pre y pospico bajo el efecto de las altas temperaturas, se propone la superficie de fluencia de la Ec.(20) para el régimen de endurecimiento y la expresión de la Ec.(21) en régimen de ablandamiento.

$$\frac{(\rho^*)^2}{2} + \hat{k}_h \sqrt{3} \hat{\alpha} \zeta^* - \hat{Q}_h = 0 \quad (20)$$

$$\frac{(\rho^*)^2}{2} + \sqrt{3} \hat{\alpha} \zeta^* - \hat{Q}_s = 0 \quad (21)$$

Donde $\hat{Q}_h = \hat{Q}_h^{p,loc} = \hat{k}_h \hat{c}$ representa a las tensiones disipativas en régimen de endurecimiento afectadas por la temperatura con $\hat{k}_h = \hat{h}_{h\alpha}^{loc} \hat{q}_\alpha$ el parámetro de endurecimiento que satisface la relación: $0 \leq \hat{k}_h \leq 1$, con $\hat{h}_{h\alpha}^{loc}$ el módulo de endurecimiento local dependiente de la temperatura alcanzada, que es capaz de representar el aumento de deformaciones plásticas con el aumento de la temperatura, como puede verse en la Fig.(7-a) propuesta por el Eurocode-2 (2004) para hormigones de resistencia normal. En cuanto al comportamiento pospico, las tensiones disipativas en régimen de ablandamiento son $\hat{Q}_s = (\hat{Q}_s^f + \hat{Q}_s^g) \hat{c}$, donde \hat{Q}_s^f es la parte de la tensión disipativa debida al proceso de macro o microfisuración que conlleva a la separación del continuo, y que debe ser capaz de reproducir la variación de la energía de fractura presentada en la Fig.(7-b) donde puede verse la tendencia de los datos experimentales aportados por Baker (1996); Zhang y Bicanic (2002); Nielsen y Bicanic (2003); Menou et al. (2006); Zhang (2011). Por otro lado, $\hat{Q}_s^g \hat{c}$ es la tensión disipativa de gradientes que debe ser capaz de representar la degradación de la porción del sólido alojado entre fisuras a partir de la definición de una longitud característica de gradientes dependiente de la temperatura.

5. CONCLUSIONES

En este trabajo se presentan los lineamientos generales para el análisis de hormigones sometidos a los efectos de las altas temperaturas, a través de la definición de un modelo constitutivo no local, en el marco de la consistencia termodinámica. Esto significa que las tensiones disipativas son obtenidas a partir de la definición de las ecuaciones de la energía libre de Helmholtz. Cuando la implementación numérica es por medio del método de los elementos finitos, la utilización de una teoría constitutiva no local permite que, en régimen de ablandamiento, se obtengan resultados objetivos del comportamiento pos-pico. Esto se atribuye a la definición de un módulo de ablandamiento no local, dependiente de la energía de fractura y a su vez de la variación de ésta con los diferentes niveles de temperatura alcanzados. Además, se propone la definición de

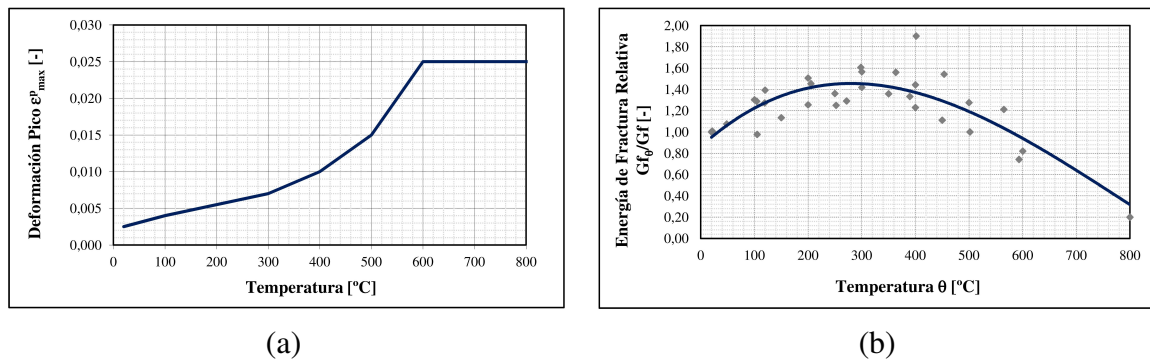


Figura 7: Deformación en el Pico (a) y Variación de la Energía de Fractura Tipo I (b).

una longitud característica de gradientes l_c dependiente de la variación de la temperatura, la cual permitiría estudiar la influencia del grado de deshidratación del hormigón en el comportamiento de falla y en las dimensiones de las bandas de corte. En la actualidad, se está trabajando en la implementación numérica del modelo propuesto, en base a los lineamientos teóricos que fueron descriptos a lo largo del presente trabajo. El fin es obtener los resultados de la simulación de ensayos de carga bajo diferentes niveles de temperatura, y así verificar la capacidad predictiva del modelo, frente a ensayos experimentales de características similares.

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a CONICET - Consejo Nacional de Investigaciones Científicas y Técnicas por el apoyo proporcionado para la realización de esta investigación.

REFERENCIAS

- Anderberg Y. y Thelandersson S. Stress and deformation characteristics of concrete at high temperatures: 2. Experimental investigation and material behavior mode. En *Bulletin 54, Lund Institute of Technology, Luden, Sweden*. 1976.
- Baker G. The effect of exposure to elevated temperatures on the fracture energy of plain concrete. *Mater. Struct.*, 39:47–61, 1996.
- Carette G.G., Painter K.E., y Malhotra V.M. Sustained high temperature effect on concretes made with normal portland cement, normal portland cement and slag, or normal portland cement and fly ash. *Concrete International*, 4(7):41–51, 1982.
- Coussy O. *Mechanics of Porous Continua*. John Wiley & Sons., 1995.
- Coussy O. *Poromechanics*. John Wiley & Sons., 2004.
- Eurocode-2. *EN 1992-1-2: Design of concrete structures. General rules and rules for buildings and structural fire design*. Part 1-2, 2004.
- Fleck N.A. y Hutchinson J.W. A reformulation of strain gradient plasticity. *J Mech Phys Solids*, 49:2245–2271, 2001.
- Gao H., Huang Y., Nix W.D., y Hutchinson J.W. Mechanism-based strain gradient plasticity I. Theory. *J Mech Phys Solids*, 47:1239–1263, 1999.
- Gudmunson P. A unified treatment of strain gradient plasticity. *J Mech Phys Solids*, 52:1379–1406, 2004.
- Lie T.T. Structural fire protection. En *American society of civil engineers (ASCE) Practice manual.*, 78, página 241 pp. 1992.
- Menou A., Mounajed G., Boussa H., Pineaud A., y Carre H. Residual fracture energy of cement

- paste, mortar and concrete subject to high temperature. *Theor. Appl. Fract. Mec.*, 45:64–71, 2006.
- Mroginski J., Etse G., y Vrech S. A thermodynamical gradient theory for deformation and strain localization of porous media. *Int. J. Plasticity.*, 27, 2010.
- Nielsen C.V. y Bicanic N. Residual fracture energy of high-performance and normal concrete subject to high temperatures. *Mater. Struct.*, 36:545–521, 2003.
- Noumowe A.N., Clastres P., Debicki G., y Costaz J.L. Thermal stresses and water vapor pressure of high performance concrete at high temperature. En *Proceedings of the fourth international symposium on utilization of high-strength/high-performance concrete.*, páginas 561–570. 1996.
- Svedberg T. y Runesson K. A thermodynamically consistent theory of gradient-regularized plasticity coupled to damage. *Int. J. Plasticity.*, 13(6-7):669–696, 1997.
- Ulm F.J. y Coussy O. Modeling of thermochemomechanical couplings of concrete at early ages. *J. Eng. Mech.-ASCE*, 121(7):785–794, 1995.
- Ulm F.J. y Coussy O. The Chunnel Fire I: Chemoplastic softening in rapidly heated concrete. *J. Eng. Mech.-ASCE*, 125(3):272–289, 1999.
- Vrech S. y Etse G. Gradient and fracture energy-based plasticity theory for quasi-brittle materials like concrete. *Comput. Meth. Appl. Mech.*, 199(1-4):136–147, 2009.
- Xu Y., Wong X.L., Poon C.S., y Anson M. Influence of pfa on cracking of concrete and cement past after exposure to high temperatures. *Cement. Concrete Res.*, 33:2009–2016, 2003.
- Zhang B. Effects of moisture evaporation (weight loss) on fracture properties of high performance concrete subjected to high temperatures. *Fire Safety J.*, 46:543–549, 2011.
- Zhang B. y Bicanic N. Residual fracture toughness of normal- and high-strength gravel concrete after heating to 600 C. *ACI Mater. J.*, 99:217–226, 2002.