

SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL ESTADO ÚLTIMO DE ESTRUCTURAS DE CONCRETO SOMETIDAS A TEMPERATURAS ELEVADAS

NUMERICAL SIMULATION OF CONCRETES FAILURE BEHAVIOUR UNDER HIGH TEMPERATURE RATE

Javier L. Mroginski (P) (1), Marianela Ripani (2) y Guillermo Etse (3)

(1) Ing. Civil, Dr., Docente/Investigador, Facultad de Ingeniería, UNNE - CONICET. Argentina

(2) Ing. Civil, Docente/InvestigadorA, Facultad de Ingeniería, UBA - CONICET. Argentina

(3) Ing. Civil, Dr., Docente/Investigador, Fac. de Ciencias Exactas y Tecnología, UNT - CONICET. Argentina

Dirección para correspondencia: javierm@ing.unne.edu.ar; (P) Presentador

Resumen

El uso del concreto como material estructural en las obras civiles, requiere de un profundo conocimiento de sus características mecánicas y constitutivas, especialmente de su comportamiento ante situaciones de riesgo extremo, tales como la exposición a temperaturas elevadas. Es ampliamente sabido que el aumento de la temperatura en el concreto conduce a importantes deterioros de su resistencia y rigidez, y que además, esta situación puede comprometer la seguridad de las estructuras y la integridad de las personas que las habitan. En la mayoría de los casos, el nivel de degradación del material depende de la máxima temperatura alcanzada, del tiempo de exposición a la misma y de los gradientes de temperatura generados durante el fenómeno térmico. En el presente trabajo se desarrolla una herramienta numérico-computacional que permite modelar el comportamiento post pico del concreto sometido a gradientes térmicos elevados, acoplando el comportamiento mecánico con el flujo térmico. En tal sentido, se implementa el modelo constitutivo TD-LDP, propuesto anteriormente por los autores, en el software de elementos finitos Abaqus a través de una rutina de usuario UMAT. Este modelo constitutivo enriquecido, termodinámicamente consistente, permite simular de forma realística, el comportamiento de endurecimiento y ablandamiento del concreto, teniendo en cuenta el nivel de confinamiento y de temperatura actuantes.

Palabras-clave:

Hormigón, termo-poroplasticidad, Consistencia termodinámica, Leon-Drucker-Prager dependiente de la temperatura (TD-LDP)

Abstract

The concrete structural behavior requires a deep knowledge of their mechanical and constitutive properties, especially when the material may be exposed to high temperatures. It is widely known that the temperature rise in the concrete leads to significant deterioration of their strength. Therefore, in this cases, the structural safety may significantly decrease. Usually, the material degradation level depends on the maximum temperature reached, the exposure time and the temperature gradients due to the thermal reaction. In this work, a computational tool to model the post peak behavior of concrete subjected to high thermal gradients considering the coupled thermo-mechanical behavior was developed. Thus, the TD-LDP constitutive model, previously proposed by the authors, was implemented in the finite element software Abaqus through a user routine, UMAT. This thermodynamically consistent constitutive model allows the realistic modeling of the hardening and softening behavior, taking into account the confinement level and temperature rise.

Keywords: Concrete, thermo-poroplasticity, thermodynamically consistency, temperature-dependent Leon-Drucker-Prager (TD-LDP)

1. INTRODUCCIÓN

El hormigón estructural puede resultar expuesto a los efectos de las altas temperaturas, no solo en el caso de siniestros tales como explosiones o incendios, sino que 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, manifiesta 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 and Coussy, 1999). Conforme la temperatura va aumentando, ocurre la evaporación del agua libre alojada en la red de poros y a partir de 200°C comienza la deshidratación de los silicatos de calcio hidratados (SCH), componentes determinantes de la resistencia de la pasta de cemento. Más allá de 400°C comienza la deshidratación del hidróxido de calcio (HC) y superando los 600°C la degradación de los agregados pétreos. Cabe destacar que los agregados de origen silíceo son más vulnerables al daño térmico que los de origen calcáreo. Es muy común, que los hormigones de alta resistencia (resistencia a compresión característica mayor a 50MPa) sometidos a un incremento brusco de temperatura (por ejemplo: incendios) manifiesten el efecto spalling o descascamiento explosivo de su superficie a causa de una rápida migración de agua y vapor de agua a través de su red de poros, que provoca un importante aumento de la presión de poros a causa de la baja permeabilidad de dichos hormigones.

Con el objeto de predecir computacionalmente el comportamiento del hormigón frente a 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 de su microestructura y la influencia de este daño a nivel macroscópico (Coussy, 2004).

En este sentido, varios autores han estudiado el comportamiento del hormigón frente a las altas temperaturas, centrando sus trabajos en establecer la ecuaciones de gobierno necesarias para modelar la transferencia de calor y humedad en el marco de los medios porosos deformables parcialmente saturados (Gawin et al., 1998; Zhou and Rajapakse, 1998). Otros autores se han dedicado a estudiar específicamente la propagación de la humedad en la red de poros y las consecuentes tensiones generadas por el calentamiento del hormigón (Ichikawa and England, 2004; Majumdar et al., 1995). Con respecto al spalling, en el trabajo de De Morais, et al. (2010) se presentó un ensayo computacional basado en el método de los elementos finitos, donde se incorporó el análisis de los gradientes de temperatura y el aumento de la presión de poros a través de un modelo termo-hídrico, que fue complementado con un modelo elastoplástico para el análisis de las tensiones mecánicas. Si bien se han registrado destacados avances en la predicción y el análisis de la degradación mecánica de hormigones frente a la acción sostenida de campos de altas temperaturas, existen aun diversas preguntas abiertas.

En este trabajo se presenta un modelo constitutivo, termodinámicamente consistente, basado en el modelo Vrech and Etse (2009), el cual fue extendido para la consideración de los efectos de las altas temperaturas y adecuado a la teoría de poroplasticidad propuesta por Mroginski et al., (2011). Se consideran altas temperaturas a aquellas que sobrepasan los 200°C, debido a que a partir de dicho umbral se desarrolla la deshidratación de la pasta de cemento. Por debajo de 200°C el principal mecanismo de actuación es la expulsión del vapor de agua a través de la red de poros y por lo tanto, no se evidencian grandes cambios en las propiedades mecánicas del hormigón (Mihashi et al., 1992).

2. EL MEDIO POROSO

Es posible considerar al medio poroso como la superposición de dos medios continuos coincidentes en tiempo y espacio: la partícula esqueleto y la partícula fluida. De esta manera, se pueden describir los campos cinemáticos y de deformaciones del medio poroso, de la misma forma que se realiza en medios continuos clásicos. Si además, se considera que la partícula fluida está constituida por varias fases fluidas continuas, por ejemplo: agua y vapor de agua, se trata de un medio poroso parcialmente saturado sin que ello implique la refutación de la descripción adoptada.

Es posible considerar al medio poroso como la superposición de dos medios continuos coincidentes en tiempo y espacio: la partícula esqueleto y la partícula fluida. De esta manera, se pueden describir los campos cinemáticos y de deformaciones del medio poroso, de la misma forma que se realiza en medios continuos clásicos. Si además, se considera que la partícula fluida está constituida por varias fases fluidas continuas, por ejemplo: agua y vapor de agua, se trata de un medio poroso parcialmente saturado sin que ello implique la refutación de la descripción adoptada.

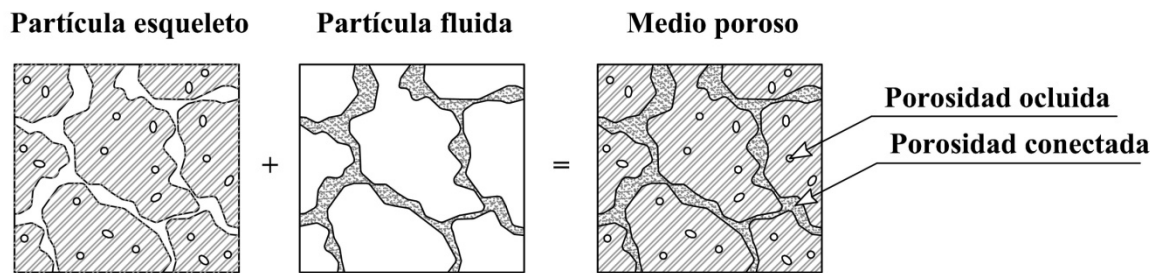


Figura 1. Volumen elemental representativo (REV) de un medio poroso.

3. TEORÍA DEL FLUJO DE LA PORO-PLASTICIDAD

En la teoría de la poroplasticidad, como en la teoría de la plasticidad clásica, se manifiestan deformaciones permanentes en el esqueleto sólido, pero además existen variaciones permanentes en el contenido de la partícula fluida. Considerando que el campo de deformaciones es infinitesimal, las variables de estado pueden descomponerse aditivamente en una parte elástica y una parte plástica como se muestra en la Ec.(1).

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \dot{\varepsilon}_{ij}^e + \dot{\varepsilon}_{ij}^p ; \quad \dot{m} = \dot{m}^e + \dot{m}^p \quad (1)$$

donde ε_{ij} es el tensor de deformaciones infinitesimales del esqueleto sólido y m es la variación del contenido de masa fluida. Los subíndices e y p corresponden a la parte elástica y plástica respectivamente. Los cambios de porosidad irreversibles en el esqueleto están relacionados con la variación de la masa fluida plástica como se muestra en la Ec.(2), donde ϕ^p es la porosidad plástica y ρ_0^{fl} es la densidad inicial de la masa fluida (Coussy, 2004).

$$\dot{\phi}^p = \frac{\dot{m}^p}{\rho_0^{fl}} \quad (2)$$

4. TERMODINÁMICA DEL MEDIO POROSO

A partir de las leyes de la termodinámica se obtienen las ecuaciones constitutivas y las leyes disipativas del modelo. La termodinámica tiene un rol básico en el campo de la mecánica del continuo a partir de su primera ley. Por otro lado, las ecuaciones constitutivas de dichos modelos materiales deben satisfacer los requerimientos impuestos por la segunda ley de la termodinámica, aunque ésta no provea la estructura matemática de dichas ecuaciones. En este trabajo se satisface la consistencia termodinámica de dos continuos superpuestos: la partícula fluida y la partícula esqueleto.

4.1. Primera Ley de la Termodinámica

La primera ley de la termodinámica establece mediante un axioma el principio de conservación de la energía, fijando el balance temporal entre la energía interna, la energía cinética, el trabajo mecánico de las fuerzas exteriores y el calor suministrado a un REV.

$$\dot{E} + \dot{K} = P + Q \quad (3)$$

con

$$\begin{aligned} \dot{E} &= \frac{d}{dt} \int_{\Omega} e \, d\Omega \\ \dot{K} &= \frac{1}{2} \int_{\Omega} [\rho_s (1-\phi) \dot{u}_i \dot{u}_i + \rho_f \phi w_i w_i] \, d\Omega \\ P &= \int_{\partial\Omega} \left(\sigma_{ij} n_j \dot{u}_i - \frac{p}{\rho_f} \dot{u}_i w_i \right) d\partial\Omega + \int_{\Omega} \rho b_i \dot{u}_i \, d\Omega \\ Q &= \int_{\Omega} \rho r \, d\Omega - \int_{\partial\Omega} h_i n_i \, d\partial\Omega \end{aligned} \quad (4)$$

donde la nomenclatura \dot{x} representa la derivada temporal de la variable x , los subíndices i, j indican el orden de los tensores, ρ_s es la densidad del sólido y ρ_f la del fluido, e la energía interna del sistema, K la energía cinética, ϕ la porosidad, u_i el vector de desplazamientos, w_i el vector de velocidad relativa fluido-esqueleto, σ_{ij} el tensor de tensiones de Cauchy, ε_{ij} el tensor de deformaciones infinitesimales, p la porosidad, r una fuente interna de calor, h_i el vector flujo de calor y ρ la densidad del sistema. Finalmente, Ω y n_i representan el volumen y la normal a la superficie del REV considerado, respectivamente.

4.2. Segunda Ley de la Termodinámica

La segunda ley de la termodinámica establece que la variación de la entropía de un sistema material que evoluciona de un estado de equilibrio a otro es mayor o igual a la entropía externa suministrada. A partir de la primera y segunda ley de la termodinámica, se obtiene la desigualdad de Clasius-Duhem (CD).

$$\int_{\Omega} \left[\sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} + g_f^m \dot{m} + \rho T \dot{s} - \rho \dot{e} - w_i (\nabla_i g_f^m + T \nabla_i s_f^m) - \frac{h_i}{T} \nabla_i T \right] d\Omega \geq 0 \quad (5)$$

siendo s la entropía del sistema, s_f^m la entropía por unidad de masa del fluido, ∇ el operador gradiente espacial y T la temperatura absoluta.

Asumiendo que un estado termodinámico queda completamente definido por medio de las variables de estado ε^e, m^e, T y q_α , donde q_α representa a todas las variables de estado internas; y estableciendo un desacoplamiento aditivo la energía libre de Helmholtz, esta última puede expresarse de la siguiente manera

$$\rho\psi^e = \frac{1}{2} \varepsilon_{ij}^e C_{ijkl} \varepsilon_{ij}^e - \frac{m^e}{\rho_f} \mathbf{MB} : \varepsilon^e - C_{ijkl} \alpha_{kl} (T - T_0) \varepsilon_{ij}^e + \aleph (T - T_0) m^e + \frac{1}{2} M \left(\frac{m^e}{\rho_f} \right)^2 - \frac{1}{2} \chi (T - T_0)^2 + \psi^p \quad (6)$$

siendo C_{ijkl} el tensor constitutivo, α_{kl} el tensor de segundo orden que contiene los coeficientes de dilatación térmica del hormigón, T_0 la temperatura inicial del sistema, M el coeficiente de Biot, \mathbf{B} el tensor de Biot, χ la capacidad calorífica del hormigón, ψ^p la parte plástica de la energía libre y \aleph el calor latente de la variación del contenido de masa fluida en iso-deformación.

5. ECUACIONES DE ESTADO

Sabiendo que la desigualdad de CD en Ec.(5) debe satisfacerse en cualquier proceso termodinámico independiente, además, teniendo en cuenta la definición de la energía libre de Helmholtz en la Ec.(6) y considerando que $e = \psi + T s$, se deducen las ecuaciones constitutivas de Coleman

$$\sigma_{ij} = \rho \frac{\partial \psi_s}{\partial \varepsilon_{ij}^e} ; p = \rho \rho_f \frac{\partial \psi_s}{\partial T} ; s_s = -\frac{\partial \psi_s}{\partial T} ; Q_\alpha = -\rho \frac{\partial \psi^p}{\partial q_\alpha} \quad (7)$$

$$\phi^p = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p + \frac{p}{\rho_f} \dot{m}^p + Q_\alpha \dot{q}_\alpha \geq 0 ; \phi^h = -\frac{h_i \nabla_i T}{T} \geq 0 ; \phi^f = -w_i (\nabla_i g_f^m + T \nabla_i s_f^m) \geq 0 \quad (8)$$

donde ϕ^p , ϕ^h y ϕ^f corresponden a las disipaciones plástica, térmica y del fluido. Las tensiones disipativas Q_α , energéticamente conjugadas a q_α se definen a partir de ψ^p dada en la Ec.(9).

$$\psi^p = \frac{1}{2} H_\alpha^p q_\alpha^2 - (T - T_0) s_{fr}^{(q_\alpha)} \quad (9)$$

En la expresión anterior, H_α^p es el módulo de endurecimiento local y $s_{fr}^{(q_\alpha)}$ representa la entropía generada por el deterioro térmico del sistema. En base a las Ecs.(6)-(9), pueden determinarse las ecuaciones constitutivas de un medio poroplástico.

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e - M \frac{m^e}{\rho_f} B_{ij} - \alpha_{ij} (T - T_0) \\ p &= \frac{M}{\rho_f} m^e - M B_{ij} \varepsilon_{ij}^e + \rho_f \aleph (T - T_0) \\ s_s &= \alpha_{ij} \varepsilon_{ij}^e - \aleph m^e + \chi (T - T_0) + s_{fr}^{(q_\alpha)} \\ Q^p &= -H_\alpha^p q_\alpha + (T - T_0) \frac{\partial s_{fr}^{(q_\alpha)}}{\partial q_\alpha} \end{aligned} \quad (10)$$

Partiendo de la segunda ley de la termodinámica (Ec.4), teniendo en cuenta la tasa de entropía en Ec.(11-c), y adoptando la expresión de Fourier para la conducción del flujo térmico, resulta la ecuación de conducción de calor

$$T \dot{s}_s = K_d \nabla_{ii} T \quad (11)$$

siendo K_d el coeficiente de conductividad térmica del hormigón y ∇_{ii} el operador divergencia. Partiendo de la Ec.(8-c) puede arribarse a la ley de Darcy para describir la conducción de los fluidos a través del medio poroso.

$$\frac{w_i}{\rho_f} = -K_w \nabla_i p \quad (12)$$

con K_w el coeficiente de permeabilidad del hormigón.

6. MODELO CONSTITUTIVO PARA HORMIGÓN DEPENDIENTE DE LA TEMPERATURA

En esta sección se propone un modelo constitutivo termodinámicamente consistente para hormigones sometidos a campos de altas temperaturas. El hormigón es un material cuasi-frágil que presenta diferentes tipos de comportamientos mecánicos según las condiciones de carga a las que se encuentre sometido. Bajo cargas de tracción predominantes tiene una respuesta marcadamente frágil. Por el contrario, bajo cargas de compresión predominantes su respuesta es dúctil y dicha ductilidad se ve incrementada con el aumento de la presión de confinamiento.

6.1. Criterio de Falla

El modelo León-Drucker-Prager dependiente de la temperatura que aquí se presenta, describe el comportamiento mecánico del hormigón afectado por la acción de las altas temperaturas (Ver Figura 2). Para determinar el conjunto de estados tensionales admisibles se define el criterio de falla de la siguiente manera

$$\Phi(*\sigma', *\tau, T) = \alpha \frac{3}{2} *\tau^2 + \beta m_0 \left(\frac{*\tau}{\sqrt{6}} + *\sigma' \right) - c_0 = 0 \quad (13)$$

con

$$*\sigma' = \frac{1}{f_c'} \left(\frac{I_1}{3} - p \right) ; \quad *\tau = \frac{\sqrt{2J_2}}{f_c'} \quad (14)$$

donde J_2 es el segundo invariante de tensiones desviadoras, I_1 el primer invariante de tensiones normales, $m_0 = (f_c' - f_t')/3$ es la fricción y $c_0 = 1$ es la cohesión. En la Ec.(13), α y β son funciones que dependen de la temperatura

6.2. Criterio de Fluencia

Más allá del límite elástico, tienen lugar las deformaciones plásticas y el material exhibe un comportamiento de endurecimiento o ablandamiento. Con el fin de capturar los diversos estados inelásticos se propone la siguiente superficie de fluencia

$$\Phi(*\sigma', * \tau, T) = \alpha \frac{3}{2} * \tau^2 + Q_h \beta m_0 \left(\frac{* \tau}{\sqrt{6}} + * \sigma' \right) - Q_h Q_s = 0 \quad (15)$$

donde Q_h y Q_s son las tensiones disipativas en régimen de endurecimiento y ablandamiento, respectivamente. El modelo se completa con una ley de no asociatividad dada en la Ec.(16) y las leyes de evolución de la deformación plástica y variables internas resultan en la Ec.(17). El objeto de utilizar una ley no asociada es controlar la excesiva dilatación volumétrica a la que conduce la ley de normalidad del flujo, en regímenes de bajo confinamiento.

$$\Phi^*(*\sigma', * \tau, T) = \alpha \frac{3}{2} * \tau^2 + Q_h \beta m_0 \left(\frac{* \tau}{\sqrt{6}} + \eta * \sigma' \right) - Q_h Q_s = 0 \quad (16)$$

$$\dot{\epsilon}_{ij}^p = \lambda \frac{\partial \Phi^*}{\partial \sigma_{ij}} \quad \dot{q}_\alpha = \lambda \frac{\partial \Phi^*}{\partial Q_\alpha} \quad (17)$$

donde Q_α son las tensiones disipativas, λ es el multiplicador plástico y η el grado de no asociatividad. La evolución de la superficie de fluencia (Ec.15) y del potencial plástico (Ec.16) en régimen de endurecimiento es controlado por la tensión disipativa $Q_{h0} < Q_h < 1$, en este caso, la tensión disipativa de ablandamiento permanece constante $Q_s = 1$. Cuando Q_h adquiere su máximo valor, es decir $Q_h = 1$, se alcanza el criterio de falla. En régimen de ablandamiento y debido a un proceso de descohesión, Q_s se reduce gradualmente de 1 a 0, mientras que permanece $Q_h = 1$.

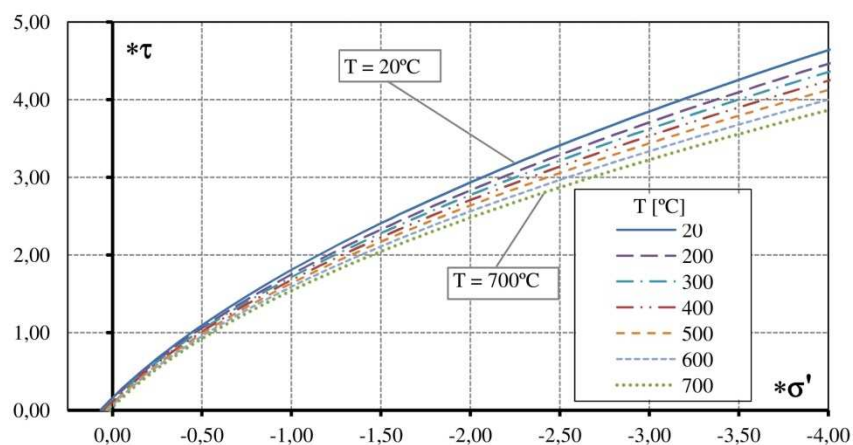


Figura 2. Criterio de falla.

6.3. Módulo de elasticidad dependiente de la temperatura

El módulo de elasticidad juega un rol decisivo en la respuesta del hormigón bajo altas temperaturas, por tal motivo, se han evaluado una gran cantidad de resultados ensayos experimentales obteniendo como consecuencia la expresión dada en la Ec.(18).

$$E = E_0 (1 - \alpha_E \theta) \quad (18)$$

Donde E_0 es el módulo de elasticidad del hormigón a temperatura ambiente (20°C) y α_E un parámetro de degradación que se calibra con resultados experimentales. La Figura 3 muestra que la Ec.(18) se aproxima adecuadamente a gran cantidad de resultados experimentales (Chang et al., 2006; Hurlbut, 1985; Lee et al., 2008; Zhang, 2011)

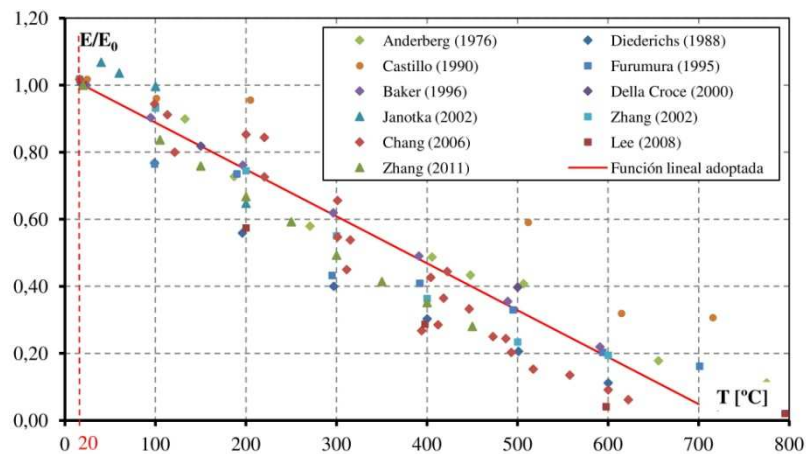


Figura 3. Resultados experimentales y módulo de elasticidad aproximado.

7. ANÁLISIS NUMÉRICO

En esta sección se muestran las predicciones de ensayos numéricos realizados con el modelo constitutivo propuesto. Se modelaron ensayos de compresión y tracción uniaxial en probetas de hormigón sometido a diferentes temperaturas. Para llevar a cabo el análisis computacional, se emplea la formulación de elementos finitos propuesta por Vrech and Etse, (2007), la cual se aplica al esquema de cálculo simplificado que se muestra en la Figura 4.

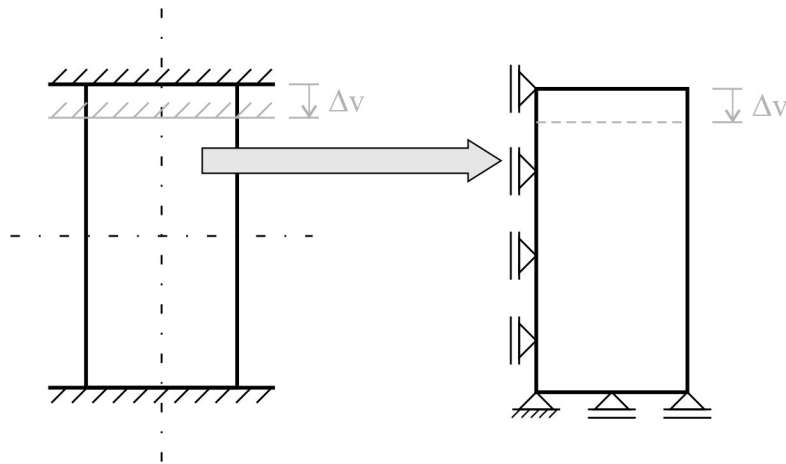


Figura 4. Modelo de cálculo.

7.1. Parámetros del modelo

Las características elásticas del modelo quedan definidas por el módulo de elasticidad inicial E_0 y el módulo de Poisson ν . El límite elástico, es caracterizado con el parámetro de endurecimiento inicial Q_{h0} , mientras que el criterio de falla es caracterizado por la temperatura y por las tensiones de compresión y tracción uniaxial, f'_c y f'_t , respectivamente. La apertura máxima de fisura μ_r , puede obtenerse experimentalmente en base a la energía liberada en modo I de fractura, por otro lado, h_t representa la altura de la probeta en el ensayo de tracción uniaxial. Las propiedades materiales empleadas en este trabajo están resumidas en la Tabla 1.

Tabla 1. Propiedades Materiales

Módulo de Elasticidad (E)	19300 MPa
Módulo de Poisson (ν)	0.20
Resistencia a compresión (f'_c)	22.00 MPa
Resistencia a tracción (f'_t)	2.20 MPa
Apertura de fisura (u_r)	0.127 mm
Límite elástico (Q_{h0})	0.10
Longitud característica de fractura (h_t)	108.00 mm
Coefficientes de falla por temperatura ($\gamma_1; \gamma_2$)	0.00126; 0.00056
Coefficientes de endurecimiento ($A_h; B_h; C_h$)	0.0007; -0.0089; 0.0063
Coefficientes de ablandamiento ($A_u; C_u; D_u$)	-2.20; 51; 50

7.2. Resultados

En la Figura 5, pueden observarse las predicciones del modelo en términos de deformaciones axiales y laterales del ensayo de compresión uniaxial para diferentes niveles de temperatura, variando ésta entre 20°C y 700°C. Se observa una clara pérdida de rigidez y resistencia conforme la temperatura va aumentando. Otro efecto que evidenciado, es un importante aumento de la ductilidad (en relación a la caída de resistencia) que se da en ambos regímenes de endurecimiento y ablandamiento. Cuando los niveles de temperaturas son moderados (hasta 400°C aproximadamente), el área bajo la curva tensión-deformación que representa la energía liberada en modo de fractura II, demuestra ser mayor que la correspondiente a temperatura ambiente. Sin embargo, debido a una importante degradación de la resistencia, la energía liberada disminuye cuando el hormigón es sujeto a temperaturas mayores a 400°C.

“Estructuras para el Desarrollo, la Integración Regional, y el Bienestar Social”

En la Figura 6 se muestra la respuesta del modelo en el ensayo de tracción uniaxial para diferentes temperaturas. En base a las curvas de tensión-deformación obtenidas, puede verse que la resistencia a tracción del hormigón, es más sensible a la temperatura que la resistencia a compresión.

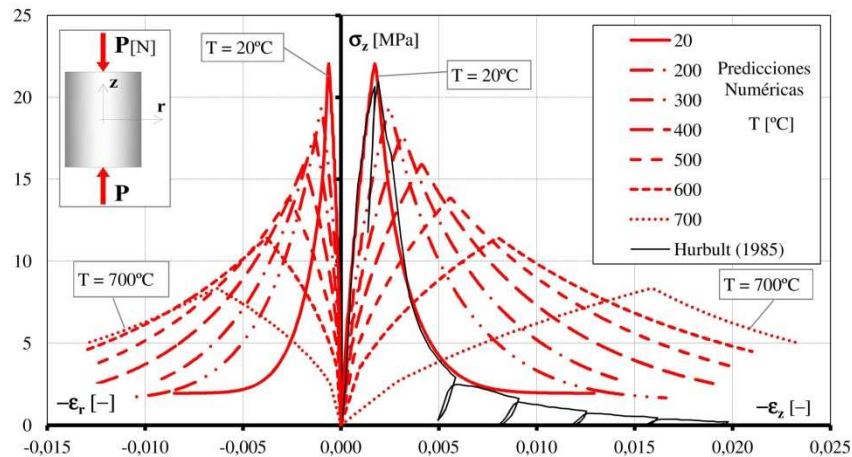


Figura 5. Ensayo de compresión uniaxial para distintas temperaturas.

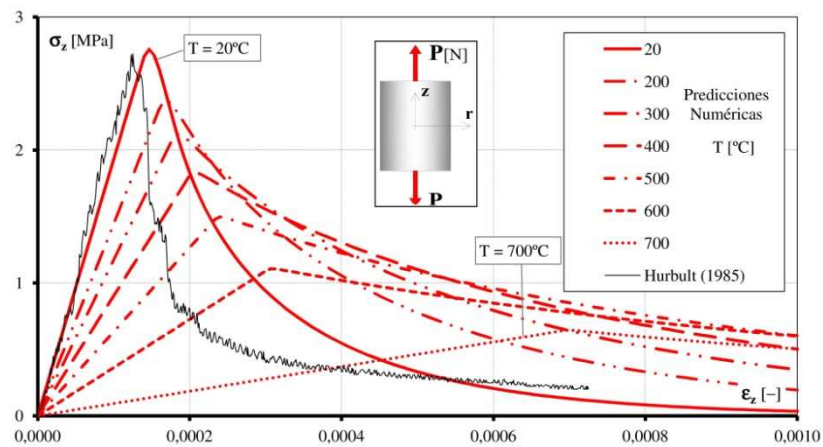


Figura 6. Ensayo de tracción uniaxial para distintas temperaturas.

8. CONCLUSIONES

En este trabajo se presenta una teoría constitutiva propiamente termodinámica consistente, para predecir el comportamiento termo-mecánico acoplado del hormigón cuando es sometido a campos de altas temperaturas. En particular, la inclusión de los términos de temperatura en la formulación de la energía libre de Helmholtz permite definir las variables de estado y la evolución de las tensiones disipativas en términos térmicos.

REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Chang, Y. F., Chen, Y.H., Sheu, M.S., Yao, G.C. (2006), Residual stress-strain relationship for concrete after exposure to high temperatures. *Cement Concrete Res.* 36, 1999–2005.
- Coussy, O. (2004), *Poromechanics*, Wiley.
- De Morais, M., Pliya, P., Noumow, A., Beaucour, A., Ortola, S. (2010), Numerical and experimental analysis of chemical dehydration, heat and mass transfer in concrete hollow cylinder submitted to high temperatures. *Nucl. Eng. Des.* 240: 2655-2663.
- Gawin, D., Majorana, C. E., Pesavento, F., Schrefler, B. A. (1998), A fully coupled multiphase finite element model of hygro-thermo-mechanical behavior of concrete at high temperature. *Computational Mechanics New Trends and Applications*, Barcelona, Spain.
- Hurlbut, B. (1985), Experimental and computational investigation of strain-softening in concrete. Master Thesis.. University of Colorado.
- Ichikawa, Y., England, G. L. (2004), Prediction of moisture migration and pore pressure build-up in concrete at high temperatures. *Nucl. Eng. Des.* 228: 245-259.
- Lee, J., Xi, Y., Willam, K. (2008), Properties of concrete after high-temperature heating and cooling. *ACI Mater. J.* 105, 334–341.
- Majumdar, P., Gupta, A., Marchetas, A. (1995), Moistures propagation and resulting stress in heated concrete walls. *Nucl. Eng. Des.* 156: 147-158.
- Mihashi, H., Numao, T., Fukuzawa, K. (1992), Simultaneous heat and mass transfer in heated concrete. In: *3rd International Workshop Behavior of Concrete Elements under Thermal and Hygral Gradients*, Weimar, Germany.
- Mroginski, J., Etse, G., Vrech, S. (2011), A thermodynamical gradient theory for deformation and strain localization of porous media. *Int. J. Plasticity.* 27: 620-634.
- Ulm, F.J., Coussy, O. (1999), The chunnel fire I: Chemoplastic softening in rapidly heated concrete. *J. Eng. Mech.-ASCE.* 125: 272-289.
- Vrech, S. M., Etse, G. (2007), FE approach for thermodynamically consistent gradient-dependent plasticity. *Latin Am. Appl. Res.* 37, 127–132.
- Vrech, S., Etse, G. (2009), Gradient and fracture energy-based plasticity theory for quasi-brittle materials like concrete. *Appl. Mech. Eng.* 199, 136-147.
- Zhang, B. (2011), Effects of moisture evaporation (weight loss) on fracture properties of high performance concrete subjected to high temperatures. *Fire Safety J.* 46, 543–549.
- Zhou, Y., Rajapakse, R. (1998), Coupled heat-moisture-air transfer in deformable unsaturated media. *J. Eng. Mech. ASCE* 124, 1090-1099.