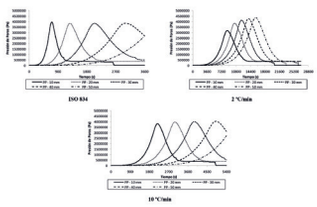
Modelo constitutivo del comportamiento de hormigones de alta resistencia a elevadas temperaturas



Constitutive model of high strength concrete behaviour at high temperatures

Jorge Crespo-Álvarez[1,2], Pablo Agudo-Toyos[1], Manuel Masías-Vergara[1], Luis Dzul-López[3], María-Luisa Sámano-Celorio[4] y Rubén Bosque-Eroles[1]

[1] Universidad Europea del Atlántico. Calle Isabel Torres, 21 - 39011 Santander (España).
[2] Recursos de Obras, Montajes y Asistencias. Calle Melampo, 2 - 39100 Santa Cruz de Bezana (España).
[3] Universidad Internacional Iberoamericana. Calle 15 - 24560 Campeche, Camp. (México).
[4] Centro de Investigación y Tecnología Industrial de Cantabria. Calle Isabel Torres, 21 - 39011 Santander (España).

DOI: http://dx.doi.org/10.6036/9148 | Recibido: 12/03/2019 • Inicio Evaluación: 13/03/2019 • Aceptado: 26/09/2019

ABSTRACT

- When concrete is subjected to high temperatures, it experiences a series of chemical reactions that cause transformations in its microstructure and moisture content, which produce appreciable changes in the physical-mechanical properties of the material. In this paper a proposal of constitutive and state equations are presented, that have allowed to physically model the effect of the chemical transformations on high strength concrete and to describe the transitory evolution of the physical-mechanical properties with the increase of temperatures. In addition, a sensitivity analysis of the proposed model has been carried out which evaluates the responsiveness to the variation of different input parameters such as heating speed, intrinsic permeability, saturation and hydration initial degree and polypropylene fiber content. The results of the sensitivity analysis have shown that the assumptions and proposed equations allow to model the phenomenon with sufficient precision for its application for practical purposes.
- **Keywords:** pore pressure, concrete, physical-mechanical properties, fire, constitutive model.

RESUMEN

Cuando el hormigón es sometido a elevadas temperaturas, este experimenta una serie de reacciones químicas que provocan transformaciones en su microestructura y en el contenido de humedad, las cuales producen cambios apreciables en las propiedades físico-mecánicas del material. En el presente trabajo se presenta una propuesta de ecuaciones constitutivas y de estado que han permitido modelar físicamente el efecto de las transformaciones químicas en hormigones de alta resistencia para describir la evolución transitoria de las propiedades físico-mecánicas con el incremento de las temperaturas. Así mismo, se ha llevado a cabo un análisis de sensibilidad del modelo propuesto donde se evalúa la capacidad de respuesta frente a la variación de diversos parámetros de entrada como la velocidad de calentamiento, la permeabilidad intrínseca, el grado de hidratación y saturación inicial y el contenido de fibras de polipropileno. Los resultados del análisis de sensibilidad han demostrado que las asunciones y ecuaciones propuestas permiten modelar el fenómeno con una precisión suficiente para su aplicación a efectos prácticos.

Palabras clave: presión de poros, hormigón, propiedades físico-mecánicas, incendio, modelo constitutivo.

1. INTRODUCCIÓN

El cemento Portland es el aglomerante más universalmente utilizado en la fabricación del hormigón y el que le confiere a este sus características resistentes a partir de los cuatro componentes que constituyen más del 90% de la masa total del cemento: silicato tricálcico, silicato bicálcico, aluminato tricálcico y ferritoalumninato tetracálcico, los cuales al hidratarse, forman nuevos compuestos que constituyen la base de la estructura del hormigón: silicato de calcio hidratado (gel CSH) (50% - 70% del total), hidróxido de calcio (Portlandita) (~25% del total), y, en menor medida, sulfoaluminato de calcio hidratado (Etringita), silicato cálcico (Larnita) y carbonato cálcico (calcita) [1].

A elevadas temperaturas, estos compuestos hidratados se transforman, variando considerablemente la concentración de las especies [2, 3]: la etringita desaparece antes de llegar a los 100 ºC, la deshidratación del gel CSH es progresiva y comienza antes de los 100 ºC, la portlandita no cambia antes de su deshidratación casi instantánea a partir de los 500 ºC, la concentración de óxido de calcio aumenta drásticamente a partir de los 500 ºC, justo después de la deshidratación de la portlandita.

Estas transformaciones tienen un efecto considerable sobre las propiedades físico-mecánicas del hormigón, las cuales se acentúan en hormigones de alta resistencia: la descomposición del gel CSH provoca que a los 600 ºC dichos hormigones solo retengan cerca del 40% de su resistencia original a la compresión, entre el 15% y el 20% del módulo de elasticidad, el 50% de la resistencia a la tracción y el 50% de la relación tensión-deformación [4 – 7]. Así mismo, otras propiedades como el coeficiente de dilatación térmica, el calor específico y la conductividad térmica se ven también afectados [8]. En [9], se analiza la pérdida de adherencia de la armadura de refuerzo con el hormigón a elevadas temperaturas.

Aunque una fracción importante del agua añadida a la mezcla es utilizada en la hidratación del cemento, es posible encontrar agua en tres formas fundamentales en el interior del hormigón endurecido: agua vinculada químicamente, agua adsorbida y agua libre o agua capilar, la cual se encuentra condensada dentro de los poros capilares y en equilibrio con la fase gaseosa por intermedio del menisco capilar [10].

Dada la complejidad de los fenómenos que están siendo analizados, modelar el comportamiento del hormigón dentro de todo el rango de temperaturas que se pueden alcanzar durante el desarrollo de un incendio constituye una tarea desafiante. No obstante, desde mediados de la década pasada se han desarrollado una serie de modelos muy completos para la predicción del comportamiento

del hormigón en caso de incendio [11 – 13]. Sin embargo, estos modelos presentan limitaciones importantes como puede ser la cantidad de parámetros de entrada y variables requeridas para la descripción de la variación de las propiedades del hormigón con la temperatura. Además, los ensayos de validación recogidos en la literatura han sido realizados bajo disímiles condiciones, lo cual atenta contra la reproductibilidad de los mismos. Por otro lado, diversos autores [14, 15] han demostrado que es posible desarrollar modelos simplificados que tienen exactitud suficiente para su utilización a efectos prácticos, así como metodologías de ensayo experimental para la validación de dichos modelos [16].

En el presente trabajo se presenta una propuesta de ecuaciones constitutivas y de estado que han permitido modelar físicamente el efecto de las transformaciones químicas que sufre el hormigón a elevadas temperaturas para describir la evolución transitoria de las propiedades físico-mecánicas, las cuales constituyen la base de los trabajos desarrollados en [17]. Así mismo, se presentan los resultados de los análisis de sensibilidad del modelo propuesto donde se evalúa la capacidad de respuesta del modelo frente a la variación de los parámetros de entrada. El modelo fue sometido a un proceso de validación experimental que se encuentra descrito en [15].

2. MATERIALES Y MÉTODOS

Para modelar el comportamiento del hormigón a elevadas temperaturas es necesario considerar tanto la transferencia de energía (evolución de las temperaturas) como la transferencia de masa (mayoritariamente agua) en el interior del hormigón. Se ha considerado al hormigón como un medio poroso continuo multifase, con poros parcialmente saturados de agua en fase líquida y vapor de agua, ignorándose el efecto del aire ocluido por presentar una masa despreciable en relación al vapor de agua. El efecto del movimiento del agua líquida se ha ignorado debido a que en hormigones de alta resistencia el coeficiente de permeabilidad de Darcy para el agua líquida es, como promedio, dos o tres órdenes de magnitud inferior al coeficiente de permeabilidad al gas [14].

El objetivo fundamental del trabajo ha sido desarrollar un modelo, lo suficientemente preciso, siendo lo más simple posible. Esta máxima es fundamental ya que los modelos más complejos dependen de variables cuyos valores son difíciles de obtener incluso a temperatura ambiente ya que requieren de ensayos extremadamente complejos. En ese sentido, en el modelo propuesto requiere las constantes y variables presentadas en la Tabla 1, disponible en el material suplementario enlazado al final del artículo.

Para la solución del modelo resulta necesario resolver las ecuaciones diferenciales que describen la transferencia de energía (temperaturas) y la transferencia de masa (vapor de agua), las cuales se presentan en la Ec. 1 (ecuación diferencial para la conservación de la energía para el caso unidimensional), y Ec. 2 (ecuación diferencial para el cálculo de la saturación de líquido). En [17] se presenta una descripción detallada de la obtención de dichas ecuaciones.

$$\rho_{hgon} C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x}\right) \tag{1}$$

Para la solución de la Ec. 1, es necesario modelar el comportamiento de la densidad, la conductividad térmica del hormigón y el calor específico con la temperatura.

La densidad del hormigón disminuye con el aumento la temperatura producto de la desecación y la descomposición de los materiales constituyentes y se ha asumido que varía en concordancia las expresiones planteadas en el Eurocódigo 2 [18].

Para la conductividad térmica no se cuenta con una ecuación única en el Eurocódigo 2, sino que se presentan dos ecuaciones: una para el límite inferior del rango de 1,36 W/m K a 20ºC y otra para el límite superior del rango 2,0 W/m K a 20 ºC.

Las consecuencias de tomar una ecuación u otra son notables, sin mencionar la imposibilidad de poder simular el comportamiento de hormigones con conductividades a 20 ºC que se encuentren en el interior del intervalo.

En ese sentido, y a fin de contar con una expresión única, que sea fácilmente programable y válida para cualquier valor de conductividad inicial, se propone la ecuación (3), que es capaz de explicar el 99,54% de la variación descrita por la ecuación para el límite superior y el 99,03% de la variación descrita por la ecuación para el límite inferior.

$$\lambda = \lambda_0 e^{-0{,}001(T-273.15^{\circ}K)} \tag{3}$$

Donde λ_0 es la conductividad térmica del hormigón que se esté modelando a 20 ºC. T en Kelvin.

Por último, el calor específico del hormigón aumenta con el incremento de la temperatura. En el modelo se ha asumido que el calor específico varía en función del Eurocódigo 2 [18], considerando el pico que se produce entre los 100 ºC y los 200 ºC por la evaporación del agua en el hormigón. Además, se considera el efecto del calor latente de deshidratación de la Portlandita, descrito por Harmathy [19], en la variación del calor específico del hormigón dentro del rango de temperaturas de 400 ºC a 600 ºC.

La solución de la Ec. 2 permite calcular la saturación de líquido en el interior de los poros del hormigón para cada instante de tiempo, permitiendo calcular la masa de agua en estado líquido y la masa de vapor de agua en el interior del poro según la Ec 4. y la Ec 5.

$$m_L = \phi \rho_L S_L \tag{4}$$

$$m_V = \phi \rho_V (1 - S_L) \tag{5}$$

En ese sentido, el cálculo de la saturación de líquido puede realizarse según la Ec. 6.

$$S_L = e^{-\left(\frac{P_c M_L}{\rho_L R T}\right)} \tag{6}$$

En la ecuación anterior, la presión capilar queda expresada mediante la ecuación de kelvin como función del potencial del agua según la Ec. 7.

$$P_c = -\psi \rho_L \tag{7}$$

La ventaja de utilizar el potencial del agua como variable de estado es que permite describir el comportamiento del agua dentro de todo el abanico de temperaturas y presiones presentes en el hormigón, tanto para el agua capilar como para el agua adsorbida según la Ec. 8.

$$(\rho_L - \rho_V)\phi \frac{\partial S_L}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x}\left(\rho_V (1 - S_L) \frac{K_V}{\mu_V} \frac{\partial P_V}{\partial S_L}\right) \frac{\partial S_L}{\partial x} + \left[\frac{\partial m_D}{\partial T} - \left((\rho_V (1 - S_L) + \rho_L S_L) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi (1 - S_L) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial T}\right)\right] \frac{\partial T}{\partial t} \tag{2}$$

$$\psi = \frac{RT}{M_L} ln\left(\frac{P_V}{P_S}\right) \quad (8)$$

Cuando la temperatura se encuentra por debajo de la temperatura crítica del agua (647,096 ºK) la frontera de cambio de fase de líquido a gas queda definida por la curva de presión de saturación de vapor (Ec. 9) mientras que, por encima de la temperatura crítica, el agua se comporta como un fluido supercrítico y su comportamiento se describe mediante la curva de fugacidad de vapor de agua, descrita mediante la Ec. 10, obtenida mediante ajuste cuadrático, a partir de las formulaciones de la IAPWS [20] explicando el 99,9991% de la variación.

$$P_{VSat}(T) = 22064000e^{\frac{647.096}{T}[aV+bV^{1.5}+cV^3+dV^{3.5}+fV^4+gV^{7.5}]} \quad (9)$$

Siendo $V = 1 - \frac{T}{647.096}$, a = -7.85951783, b = 1.84408259, c = -11.7866497, d = 22.6807411, f = -15.9618719 y g = 1.80122502, T en Kelvin y P_{VSat} en Pascales.

$$f_{VSat}(T) = a(T - 647.096)^2 + b(T - 647.096) + 22064000 \quad (10)$$

Siendo a = -29.02859099 y b = 291309.7697, T en Kelvin y f_{VSat} en Pascales

Respecto a la porosidad del hormigón, esta se ha asumido en el modelo que varía de manera lineal con la temperatura según la Ec. 11.

$$\phi = \phi_0 + \alpha(T - T_0) + \eta_{pp} \quad (11)$$

Donde ϕ_0 es la porosidad inicial del hormigón, α es un parámetro que depende de la naturaleza de los áridos, (α = 0.000195 para árido silíceo, α = 0.000163 para árido calizo y α = 0.00017 para árido basáltico) y η_{pp} es el incremento de porosidad producto de la adición de fibras de polipropileno, el cual depende de la dosis de fibras empleada, el diámetro y la longitud de las fibras.

En [21] se concluye que la dosificación de fibras juega el papel predominante en el incremento de la porosidad, por lo que, a modo de simplificación, solo se ha considerado el efecto de la dosis en el cálculo del incremento de la porosidad según la Ec. 12.

$$\eta_{pp} = \begin{cases} 0, & T \le 438.15\,^oK \\ 0.00000285714(T - 438.15), & 438.15^oK < T \le 473.15^oK \\ 0.0001, & 473.15^oK < T \le 598.15^oK \\ A, & 598.15^oK < T \le 748.15^oK \\ B, & T > 748.15^oK \end{cases} \quad (12)$$

$$A = \left(0.0000071223D_f - 0.00000022699\right)(T - 273.15) + \left(0.0001 - 325\left(0.0000071223D_f - 0.000000022699\right)\right)$$

$$B = 475\left(0.0000071223D_f - 0.00000022699\right) + \left(0.0001 - 325\left(0.0000071223D_f - 0.000000022699\right)\right)$$

Por otro lado, la densidad del agua líquida tiene un comportamiento extremadamente no lineal a temperaturas cercanas a la temperatura crítica. En la Ec. 13 se proponen tres expresiones para la descripción de este comportamiento:

$$\rho_L = \begin{cases} aT^4 + bT^3 + cT^2 + dT + e, & 273.16^oK \le T \le 600.00\,^oK \\ fT^4 + gT^3 + hT^2 + iT + j & 600.00^oK < T \le 647.096^oK \\ 322\ kg/m^3, & T > 647.096^oK \end{cases} \quad (13)$$

Con a = -3.352776512*10-8, b = 5.54314418*10-5, c = -0.03630762438, d = 10.18068742, e = -15.14052738, f = -0.000302180107, g = 0.7468483815, h = -692.1265971, i = 285039.9992 y j = -44014486.14.

La densidad de vapor depende de la temperatura y la presión. En el rango de presiones y temperaturas presentes en el hormigón expuesto al fuego (altas temperaturas y relativamente bajas presiones). Asumiendo que el vapor de agua se comporta como un gas ideal, la densidad puede ser estimada en función de la temperatura y la presión a través de la Ec. 14.

$$\rho_V = \frac{P_V M_L}{RT} \quad (14)$$

La permeabilidad intrínseca al vapor de agua, que interviene en el cálculo de la difusión del vapor de agua a través del medio poroso se estima según la Ec. 15.

$$K_V = K_0\left[10^{C_T(T-T_0)}\left(\frac{P_V}{P_0}\right)^{0.368}\right]\beta_{pp} \quad (15)$$

Donde K_0 es la permeabilidad al gas inicial, P_0 es la presión atmosférica, C_T es un coeficiente que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad a elevadas temperaturas, considerándose como valor de C_T = 0.0025 y β_{pp} es un factor que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad producto de la adición de fibras de polipropileno y que puede ser calculado según la Ec. 16, desarrollada a partir de los trabajos de [22].

$$\beta_{pp} = \begin{cases} 1, & T \le 353.15\,^oK \\ P_1(T - 273.15) + n_1, & 353.15^oK < T \le 473.15^oK \\ P_2(T - 273.15) + n_2, & 473.15^oK < T \le 573.15^oK \\ P_3(T - 273.15) + n_3, & 573.15^oK < T \le 673.15^oK \\ \beta_{673.15}, & T > 673.15^oK \end{cases} \quad (16)$$

Siendo:

$$P_1 = 0.0727D_f^2 + 0.0136D_f + 0.0031, \quad 353.15^oK \le T \le 473.15^oK$$

$$P_2 = -0.0058D_f^3 + 0.0018D_f^2 + 0.003D_f + 10^{-14}, \quad 473.15^oK < T \le 573.15^oK$$

$$P_3 = -0.0545D_f^2 - 0.0111D_f - 0.0040, \quad 573.15^oK < T \le 673.15^oK$$

$$n_1 = \beta_{353.15} - 80P_1$$

$$n_2 = \beta_{453.15} - 200P_2$$

$$n_3 = \beta_{553.15} - 300P_3$$

$$\beta_{353.15} = 1$$

$$\beta_{473.15} = 200P_1 + (\beta_{353.15} - 80P_1)$$

$$\beta_{573.15} = 300P_2 + (\beta_{453.15} - 200P_2)$$

$$\beta_{673.15} = 400P_3 + (\beta_{553.15} - 300P_3)$$

Las expresiones anteriores son válidas para dosificaciones de fibras de polipropileno dentro del rango de 0.0 kg/m^3 a 3.0 kg/m^3.

La viscosidad cinemática del vapor de agua se ha considerado que varía linealmente con la temperatura según la Ec. 17 de acuerdo a [23]:

$$\mu_V = 8.85 * 10^{-6} + 3.53 * 10^{-8}(T - T_0) \quad (17)$$

Por último, la masa de agua líquida que se produce producto de la deshidratación de la pasta de cemento con la temperatura se ha estimado según la expresión:

$$m_D = \begin{cases} 0, & T \le 333.15^oK \\ m_{Hyd}(0.0018518519T - 0.6169444444), & 333.15^oK < T \le 873.15^oK \\ 0, & T > 873.15^oK \end{cases} \quad (18)$$

Donde m_{hyd} es la masa de agua hidratada, la cual puede estimarse según la Ec. 19 [24].

$$m_{hyd} = 0.21 * m_{cem}\left(\frac{Edad}{23 + Edad}\right)^{1/3} \quad (19)$$

Siendo m_{cem}, el contenido de cemento por metro cúbico de hormigón y Edad el parámetro que representa la edad del hormigón en días.

Las Ec. 1 y 2 no cuentan con solución analítica directa, por lo que se ha empleado un esquema de diferencias finitas explícito para la resolución de ambas ecuaciones. El problema se ha discretizado espacial y temporalmente, utilizando la Ec. 20 para el cálculo de las temperaturas y la Ec. 21 para calcular la saturación en el instante de tiempo j+1 en la posición i.

$$T_i^{j+1} = \frac{\Delta t}{\rho c_p \Delta x^2}\left(\frac{\left(k_{i+1}^j + k_i^j\right)}{2}\left(T_{i+1}^j - T_i^j\right) + \frac{\left(k_{i-1}^j + k_i^j\right)}{2}\left(T_{i-1}^j - T_i^j\right)\right) + T_i^j \quad (20)$$

$$S_{L_i}^{j+1} = \frac{\Delta t}{C}\left(\frac{(A_0 + A_1)}{2\Delta x^2}\left(P_{VSat}{}_{i-1}^{j} S_{L_{i-1}}^{j} - 2P_{VSat}{}_i^{j} S_{L_i}^{j} + P_{VSats}{}_{i+1}^{j} S_{L_{i+1}}^{j}\right) + B\frac{T_i^{j+1} - T_i^j}{\Delta t}\right) + S_{L_i}^{j} \quad (21)$$

Donde:

$$C = \emptyset_i^j\left(\rho_{L_i}^{\ j} - \rho_{V_i}^{\ j}\right)$$

$$A_0 = \rho_{V_{i-1}}^{\ j}\left(1 - S_{L_{i-1}}^{\ j}\right)\frac{K_{V_{i-1}}^{\ j}}{\mu_{V_{i-1}}^{\ j}}$$

$$A_1 = \rho_{V_i}^{\ j}\left(1 - S_{L_i}^{\ j}\right)\frac{K_{V_i}^{\ j}}{\mu_{V_i}^{\ j}}$$

$$B = \frac{\partial m_D}{\partial T} - \left(\left(\rho_{V_i}^{\ j}\left(1 - S_{L_i}^{\ j}\right) + \rho_{L_i}^{\ j} S_{L_i}^{\ j}\right)\frac{\partial \phi}{\partial T} + \emptyset_i^j\left(1 - S_{L_i}^{\ j}\right)\frac{\partial \rho_V}{\partial T} + \emptyset_i^j S_{L_i}^{\ j}\frac{\partial \rho_L}{\partial T}\right)$$

Ambos esquemas han sido implementados computacionalmente utilizando C# como lenguaje de programación.

En [17] se presenta el diseño de la metodología experimental utilizada durante la validación del modelo, que incluye la monitorización simultánea (al segundo) de la pérdida de masa y la evolución de temperaturas a cuatro profundidades (cara expuesta, 10 mm, 20 mm y cara no expuesta) en probetas prismáticas de 10*10*~4 cm^3 de hormigón autocompactante de resistencia de diseño 60 MPa. Se ensayaron tres dosificaciones de fibras de polipropileno (0,0, 0,5 y 1,0 kg/m^3) y dos condiciones de humedad inicial en el hormigón (25% y 95%), realizándose tres réplicas de cada experimento, para un total de 18 ensayos de una hora de duración cada uno.

Para el análisis de sensibilidad se han simulado dos tipos de probetas: prismáticas de 30*30*12 cm^3 que replican las dimensiones y propiedades de los ensayos de Kalifa et al. [25] (Hormigón A), y probetas prismáticas de 10*10*~4 cm^3 de la campaña experimental propia [17] (Hormigón B).

El análisis ha consistido en variar individualmente los siguientes parámetros: velocidad de calentamiento, permeabilidad inicial, grado de hidratación inicial, grado de saturación inicial y contenido de fibras de polipropileno, manteniendo el resto de parámetros constantes. Posteriormente, se ha evaluado el efecto de dicha variación en temperatura, la presión de poros y la pérdida de masa.

La Tabla 2 muestra las condiciones analizadas y el hormigón empleado para cada uno de los parámetros analizados, mientras que en la Tabla 3 se muestran las propiedades de los hormigones empleados. Ambas tablas se encuentran disponibles en el material suplementario enlazado al finalizar el artículo.

3. RESULTADOS

A continuación, se ha simulado el efecto de la velocidad de calentamiento en las presiones de poros y temperaturas alcanzadas a diferentes profundidades. Primeramente, se procedió a estimar la temperatura en la superficie del hormigón tras su exposición a la Curva ISO 834 durante 60 minutos. Posteriormente, se determinó el tiempo requerido para que el hormigón alcance la misma temperatura en superficie para las otras dos velocidades de calentamiento, resultando 450 minutos de exposición para la velocidad de calentamiento de 2 °C/min y 90 minutos para la velocidad de calentamiento de 10 °C/min. La Figura 1, disponible en el material suplementario enlazado al final del artículo, muestra los perfiles de temperatura obtenidos en la muestra de hormigón para las tres condiciones de ataque térmico analizadas.

Tal como se aprecia, mientras menor es la velocidad de calentamiento más homogénea es temperatura en el interior del hormigón, lo cual hace que el material esté más caliente, incidiendo de manera directa en el incremento de presión en los poros.

La Figura 2 muestra las gráficas de las presiones de poros reportadas en el interior del hormigón para las tres condiciones de calentamiento analizadas. Tal como se aprecia en la figura, las mayores presiones de poros estimadas por el modelo fueron reportadas para la condición de calentamiento lento. Este fenómeno es consecuente con las observaciones de Mindeguia [26], quien analizó diversos tipos de hormigones a varios regímenes de calentamiento y reportó las mayores presiones de poros bajo regímenes de calentamiento lento.

Los resultados obtenidos en las tres simulaciones realizadas han demostrado que el Modelo es sensible a la variación de la velocidad de calentamiento y que los resultados obtenidos concuerdan con los resultados experimentales reportados en la bibliografía especializada en el tema.

Posteriormente se ha procedido a evaluar la sensibilidad del modelo a la variación de la permeabilidad intrínseca inicial. Se tomó como base una permeabilidad inicial de 10^{-19} y, manteniendo constantes todos los demás parámetros, se varió ésta a 10^{-18}, 10^{-17} y 10^{-16}, simulando una agresión térmica según la curva ISO 834 durante 60 minutos.

Tal como se aprecia en la Figura 3, a medida que se aumenta la permeabilidad inicial, las presiones de poros calculadas por el modelo disminuyen sensiblemente, reportándose reducciones de 3.97 MPa a 0.44 MPa cuando se varió la permeabilidad intrínseca inicial del hormigón de 10^{-19} (hormigones de alta resistencia) a 10^{-16} (hormigones de resistencia normal). Estos resultados obtenidos demuestran que el Modelo es sensible a la variación de la permeabilidad intrínseca inicial.

Hasta la fecha, la mayoría de los modelos hidro-térmicos disponibles en la literatura consideran que el hormigón se encuentra totalmente hidratado. En el presente apartado se analiza el efecto del grado de hidratación inicial del hormigón, el cual ha sido tenido en cuenta en el modelo de forma simplificada mediante una expresión basada en la edad del hormigón. Por tanto, a efecto de

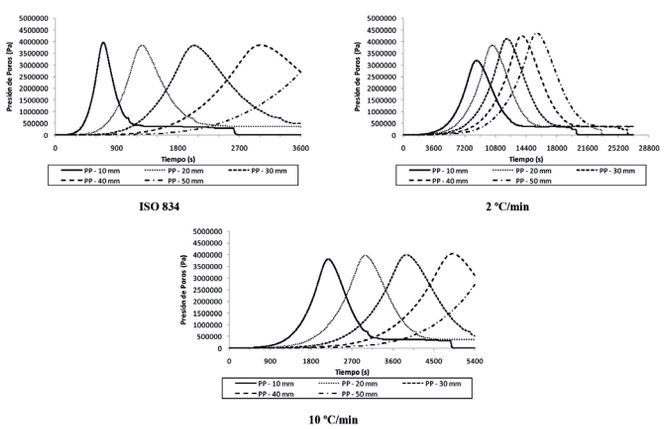


Figura 2: Presiones de poros reportadas a distintas profundidades para las tres velocidades de calentamiento simuladas

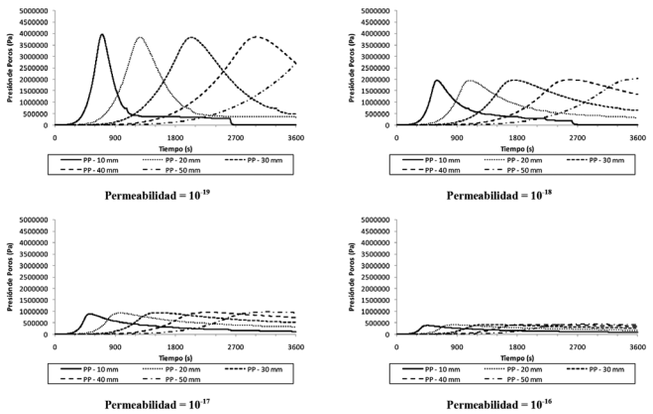


Figura 3: Presiones de poros reportadas a distintas profundidades para las cuatro permeabilidades simuladas

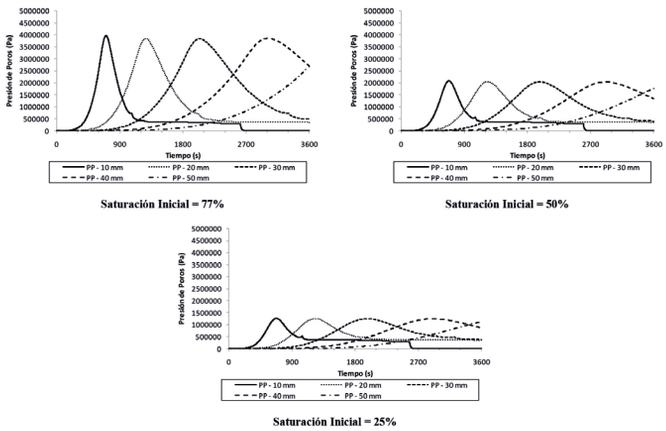


Figura 5: Presiones de poros reportadas a distintas profundidades para las tres saturaciones iniciales simulados

los análisis, para tener en cuenta este parámetro se ha procedido a modificar la edad del hormigón a la hora de los ensayos. Se ha tomado como base una edad de 90 días y, manteniendo constantes los demás parámetros, se han realizado simulaciones a hormigones con 28 días y 3650 días de edad.

La Figura 4 muestra las presiones de poros obtenidas para los distintos grados de hidratación del hormigón. Tal como se muestra en la figura, a medida que el grado de hidratación del hormigón es mayor, mayores han sido las presiones de poros reportadas por el Modelo, lo cual refuerza la asunción de considerar que el hormigón se encuentra totalmente hidratado a efecto de las simulaciones.

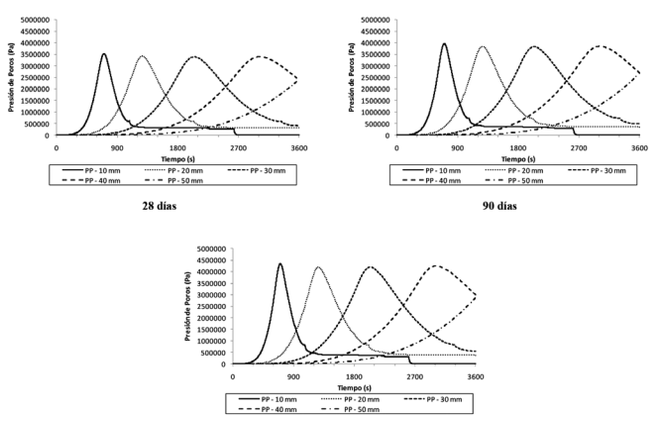


Figura 4: Presiones de poros reportadas a distintas profundidades para los tres grados de hidratación inicial simulados

De la misma forma, se ha evaluado el efecto de la saturación inicial del hormigón. A efecto de los análisis, se ha procedido a modificar este parámetro a la hora de realizar los ensayos. Se ha tomado como base una saturación inicial del 77 % y, manteniendo constantes los demás parámetros, se han realizado simulaciones a hormigones con saturación inicial de 50 % y 25 %.

La Figura 5 muestra los resultados de las presiones de poros obtenidas para las tres saturaciones iniciales estudiadas durante las tareas del Análisis de Sensibilidad del Modelo frente a este parámetro. Tal como se aprecia, a medida que disminuye el grado de saturación inicial, disminuyen sensiblemente las presiones de poros calculadas por el modelo, reportándose reducciones de 3.97 MPa a 1.26 MPa cuando se varió la saturación inicial del hormigón del 77 % al 25 %.

Por último, en la Figura 6 se presenta la evolución transitoria de la pérdida de masa, obtenida experimentalmente (media de tres observaciones e intervalo de confianza al 95% para la media) frente a las simulaciones realizadas. Tal como se aprecia, el modelo no solo es sensible a la adición de las fibras de polipropileno, sino que los errores en la estimación de la pérdida de masa total acumulada máxima son aceptables para su utilización a efectos prácticos.

4. CONCLUSIONES

Los resultados del Análisis de Sensibilidad realizado demuestran la robustez del Modelo propuesto para simular el fenómeno de la transferencia de masa y energía en hormigones sometidos a un ataque térmico unidireccional. Tal como se ha podido comprobar con las simulaciones realizadas, en todos los casos analizados la respuesta del Modelo fue según lo esperado.

Los resultados han puesto en evidencia que, de los cinco parámetros estudiados, son la permeabilidad, la saturación inicial y el contenido de fibras de polipropileno los que ejercen una mayor influencia en el comportamiento de las presiones de poros en el interior del hormigón.

Por otra parte, se ha evidenciado que el perfil de temperaturas en el interior del material (asociado a la velocidad de calentamien-

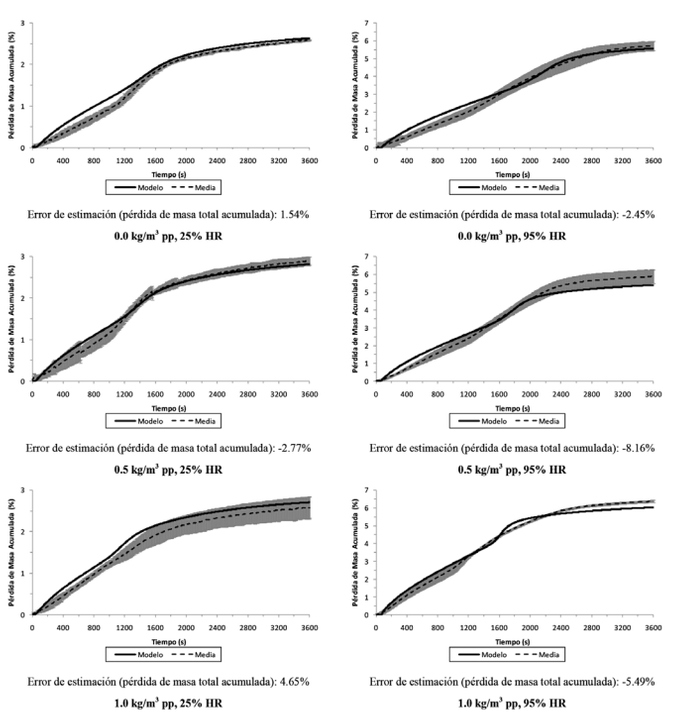


Figura 6: Comparativa entre la pérdida de masa simulada y la obtenida experimentalmente para distintas dosificaciones de fibras

to) juega un papel determinante en la profundidad a la que se producen los valores máximos de presiones de poros. Los resultados arrojados por el Modelo evidencian que a medida que aumenta la velocidad de calentamiento, los valores máximos se reportan más cercanos a la superficie, mientras que a medida que la agresión térmica es más moderada los valores máximos se desplazan al interior del elemento. Este mecanismo, podría llegar a explicar la ocurrencia del spalling explosivo bajo la condición de calentamiento rápido, ya que, al producirse el máximo de presión cercano a la superficie del material, existe una menor sección resistente de hormigón para soportar los esfuerzos inducidos por el incremento de la presión.

Así mismo, el análisis del efecto de la adición de fibras de polipropileno, demuestra que el modelo es sensible a dicha variación y que la pérdida de masa durante los primeros 20 minutos del ensayo se ve incrementada con el aumento de la dosis de fibras inicial, lo cual corrobora que la adición de fibras en las dosis adecuadas favorece la expulsión del vapor del agua en el interior del hormigón y por ende un alivio a las presiones de poros.

Por último, los resultados obtenidos avalan la posibilidad de extender las capacidades del modelo a otro tipo de elementos (vigas, pilares, etc.) y desarrollar en el futuro una herramienta para la predicción de la ocurrencia de spalling explosivo en el hormigón con fiabilidad suficiente para ser utilizado a efectos prácticos.

REFERENCIAS

[1] Tennis, P. D., & Jennings, H. M. "A model for two types of calcium silicate hydrate in the microstructure of Portland cement pastes". Cement and Concrete Research, 2000. 30(6), 855-863. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(00)00257-X
[2] Castellote, M., Alonso, C., Andrade, C., Turrillas, X., & Campo, J. "Composition and microstructural changes of cement pastes upon heating, as studied by neutron diffraction". Cement and Concrete Research. 2004. 34(9), 1633-1644. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(03)00229-1
[3] Ye, G., Liu, X., De Schutter, G., Taerwe, L., & Vandevelde, P. "Phase distribution and microstructural changes of self-compacting cement paste at elevated temperature". Cement and Concrete Research. 2007. 37(6), 978-987. https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2007.02.011
[4] Castillo, C. and Durrani, A.J. "Effect of transient high temperature on high-strength concrete". ACI Materials Journal. 1990. 87(1), 47-53.
[5] Phan, L. T. Fire Performance of High-Strength Concrete: A Report of the State-of-the-Art. NISTIR 5934. National Institute of Standards and Technology, Gaithersburg, MD. 1996. 105 p.
[6] Phan, L. T., & Carino, N. J. Review of mechanical properties of HSC at elevated temperature. Journal of Materials in Civil Engineering. 1998. 10(1), 58-65. https://doi.org/10.1061/(ASCE)0899-1561(1998)10:1(58)
[7] Kodur, V., & Khaliq, W. Effect of temperature on thermal properties of different types of high-strength concrete. Journal of Materials in Civil Engineering. 2010. 23(6), 793-801. https://doi.org/10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000225
[8] Khoury, G. A. "NewCon project". Concrete Engineering International. 2006 10(1), 6-11.
[9] Varona-Moya, Francisco De Borja, Baeza-de los Santos, Francisco Javier, Ivorra-Chorro, Salvador et al. "Experimental analysis of the loss of bond between rebars and concrete exposed to high temperatures". DYNA, Enero 2015, vol. 90, no. 1, p.78-86. DOI: http://dx.doi.org/10.6036/7184
[10] Hansen, T. C. "Physical structure of hardened cement paste. A classical approach". Materials and Structures. 1986. 19(6), 423-436. https://doi.org/10.1007/BF02472146
[11] Gawin, D., Pesavento, F., & Schrefler, B. A. "Hygro-thermo-chemo-mechanical modelling of concrete at early ages and beyond. Part I: hydration and hygro-thermal phenomena". International Journal for Numerical Methods in Engineering. 2006. 67(3), 299-331. https://doi.org/10.1002/nme.1615
[12] Gawin, D., Pesavento, F., & Schrefler, B. "What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 1: Physical phenomena and mathematical model". International Journal of Solids and Structures. 2011. 48(13), 1927-1944. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2011.03.004
[13] Gawin, D., Pesavento, F., & Schrefler, B. A. "What physical phenomena can be neglected when modelling concrete at high temperature? A comparative study. Part 2: Comparison between models". International Journal of Solids and Structures. 2011. 48(13), 1945-1961. https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2011.03.003
[14] Dwaikat, M. B., & Kodur, V. K. R. "Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems". Fire Safety Journal. 2009. 44(3), 425-434. https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2008.09.001
[15] Lázaro-Urrutia, D., Crespo-Alvarez, J., Puente-Garcia, E., Abreu-Menendez, O. V., & Alvear-Portilla, D. "Modelo hidrotérmico de hormigones para calcular la presión de los poros a temperaturas elevadas". Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería. 2016. 32(3), 146-152. https://doi.org/10.1016/j.rimni.2015.02.007
[16] Alvear-Portilla, D., Capote-Abreu, J.A., y Crespo-Alvarez, J. Methodology for the assessment of the influence of synthetic fibers on the moisture release mechanism of concrete. En: Proceeding of XIII International Congress on the Chemistry of Cement. 2011. Paper 230, Madrid. ISBN:978-84-7292-400-0
[17] Crespo-Alvarez, J. Validación y corrección de un modelo hidro-térmico del comportamiento del hormigón en caso de incendio. Directores: Capote-Abreu, J.A., Alvear-Portilla, D. Universidad de Cantabria, Departamento de Transportes y Tecnologías de Proyectos y Procesos. 2011.
[18] España. PNE-EN1992-1-2:2004/prA1:2017. Eurocódigo 2: Proyecto de estructuras de hormigón. Parte 1-2: Reglas generales. Proyecto de estructuras sometidas al fuego. AENOR. 6 de octubre de 2017, núm. 241. p. 97542
[19] Harmathy, T.Z. "Thermal Properties of Concrete at Elevated Temperatures". ASTM Journal of Materials, 1970. 5(1), 47-74
[20] Wagner, W., & Pruß, A. "The IAPWS formulation 1995 for the thermodynamic properties of ordinary water substance for general and scientific use". Journal of physical and chemical reference data. 2002. 31(2), 387-535. https://doi.org/10.1063/1.1461829
[21] Khoury, G.A., Majorana, C.E. Salomoni, V. "Polypropilene Fibres and Explosive Spalling", In Proceedings 1st International Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure, Bremen, Germany, 2009.
[22] Khoury, G.A. "Polypropilene Fibres in Heated Concrete Part 2: Pressure Relief Mechanisms and Modelling Criteria". Magazine of Concrete Research. 2008. 60(3), 189-204. https://doi.org/10.1680/macr.2007.00042
[23] Dal Pont, S., F. Meftah, and B. A. Schrefler. "Modeling concrete under severe conditions as a multiphase material." Nuclear engineering and design. 2011. 241(3), 562-572. https://doi.org/10.1016/j.nucengdes.2010.04.015
[24] Prakash, R. "Prediction of Moisture Migration and Pore Pressure Development in Concrete Subjected to Microwaves", Master Degree Thesis; National University of Singapore, 2007
[25] Kalifa, P., Chene, G., Galle, C. "High-temperature behaviour of HPC with polipropylene fibres. From spalling to microstructure". Cement and Concrete Research. 2001. 31(10), 1487-1499. https://doi.org/10.1016/S0008-8846(01)00596-8
[26] Mindeguia, J.C. Contribution expérimentale a la compréhension des risques d'instabilité thermique des béton. Directores: Meftah, F. Torrenti, J.M., Université de Pau, Ecole Doctorale des Sciences Exactes et de Leurs Applications. 2009.

MATERIAL SUPLEMENTARIO

https://www.revistadyna.com/documentos/pdfs/_adic/9148-1.pdf