



Modelo hidrotérmico de hormigones para calcular la presión de los poros a temperaturas elevadas



D. Lázaro*, J. Crespo, E. Puente, O.V. Abreu y D. Alvear

Grupo GIDAI, Departamento de Transportes y T.P.P., E.T.S. Ing. Industriales y de Telecom., Universidad de Cantabria, Av. Los Castros, s/n, 39005 Santander, España

INFORMACIÓN DEL ARTÍCULO

Historia del artículo:

Recibido el 16 de septiembre de 2014

Aceptado el 25 de febrero de 2015

On-line el 23 de julio de 2015

Palabras clave:

Modelo hidrotérmico

Calorimetría

Hormigón

Incendio

Presión de los poros

R E S U M E N

En este trabajo se expone un modelo hidrotérmico simplificado para calcular la presión de los poros en hormigones expuestos a temperaturas elevadas, basado en el análisis de la transferencia de masa y energía en medios porosos multifase. El modelo ha sido estructurado de tal forma que permite, realizando una serie de asunciones, minimizar el número de parámetros de entrada sin comprometer los resultados de las predicciones. Se han validado los resultados de la simulación y se ha evidenciado que el modelo de cálculo es capaz de reproducir, con un alto grado de fiabilidad y precisión, la evolución de las temperaturas en el hormigón como resultado de la agresión térmica, tanto en la superficie expuesta como en el interior del elemento. Asimismo, las presiones máximas de los poros estimadas por el modelo ofrecen unos resultados adecuados si se comparan con los valores experimentales.

© 2014 CIMNE (Universitat Politècnica de Catalunya). Publicado por Elsevier España, S.L.U. Este es un artículo Open Access bajo la licencia CC BY-NC-ND (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Hydro-thermal model of concrete for the calculation of the pore pressure at high temperatures

A B S T R A C T

In the present work, a simplified hydro-thermal model for pore pressure calculation in concrete exposed to high temperatures is presented. The model is based on heat and mass transfer analysis in multi-phase porous media. The model has been structured in such a way that it is possible, due to assumptions, to reduce the numbers of inputs without compromising the results of the predictions. The validation process has been performed, and it has shown that the computational model is capable to reproduce with a high reliability and accuracy the mass losses reported in the experimental tests and the evolution of temperatures on concrete due to thermal exposure, both at the exposed surface and inside the element. Likewise, pore pressure estimated by the model agrees with the experimental results.

© 2014 CIMNE (Universitat Politècnica de Catalunya). Published by Elsevier España, S.L.U. This is an open access article under the CC BY-NC-ND license (<http://creativecommons.org/licenses/by-nc-nd/4.0/>).

Keywords:

Hydro-thermal model

Calorimetry

Concrete

Fire

Pore pressure

1. Introducción

El desconchamiento (*spalling*) del hormigón causado por una agresión térmica es considerado uno de los fenómenos más graves que pueden producirse en caso de incendio [1]. Existen distintos tipos de desconchamiento: de superficie, de los áridos, de esquina, explosivo y postenfriamiento. De todos estos, el desconchamiento

explosivo es el que más afecta al hormigón en caso de incendio. Estudios recientes [2–5] demuestran que durante el calentamiento del hormigón se produce un incremento de la presión en los poros y un deterioro del material como consecuencia de los esfuerzos térmicos. A partir de estos estudios, se infiere que la presión en los poros generada en el interior del hormigón no es suficientemente alta para provocar, por sí sola, el desconchamiento. Por ello, lo más probable es que previamente se haya producido un deterioro del hormigón, lo cual conlleva una pérdida de rigidez del material. Cuando la presión interna de los poros sobrepasa la resistencia del hormigón, se produce la expulsión violenta de la capa de hormigón.

* Autor para correspondencia.

Correo electrónico: lazarod@unican.es (D. Lázaro).

Sobre la base de esta hipótesis, se han desarrollado diferentes modelos de predicción, basados en análisis hidrotérmomecánicos [2,5–9]. Sin embargo, estos modelos requieren la introducción de propiedades del material variables con la temperatura, las cuales pueden no encontrarse bien definidas incluso a temperatura ambiente [10]. Otros autores [11–15] consideran que las fuerzas de tracción que se generan en el interior del hormigón como consecuencia de la presión de los poros son las responsables de que se produzca el desconchamiento explosivo, una vez superada la resistencia a la tracción del hormigón, la cual disminuye a medida que aumenta la temperatura. Sobre la base de esta hipótesis, se ha propuesto un modelo simplificado para estimar la presión de los poros [11], el cual requiere un número reducido de parámetros de entrada.

En este modelo simplificado se han seleccionado cuidadosamente las variables de estado, con el fin de poder describir el comportamiento del agua (tanto capilar como absorbida) y del vapor dentro de todo el rango de temperaturas y presiones presentes en el hormigón sometido al ataque térmico. Varios autores han estudiado de forma experimental [16–19] el incremento de la presión de los poros en el interior del hormigón como consecuencia del ataque térmico. Sin embargo, los resultados y los dispositivos de ensayo analizados por la literatura [19,20] evidencian la importancia de la preparación experimental y de la configuración del dispositivo utilizado en la medición de la presión de los poros.

Otros autores [21–24] han empleado técnicas de calorimetría de pérdida de masa para evaluar los mecanismos y la velocidad de expulsión de la humedad en el hormigón sometido al ataque térmico bajo determinadas condiciones de ensayo.

2. Descripción del modelo hidrotérmico

El modelo desarrollado se inspira en el modelo hidrotérmico simplificado propuesto por Dwaikat y Kodur [11]. Este modelo, basado en los principios de la mecánica estructural y la termodinámica, utiliza las ecuaciones de conservación de la masa y la energía para predecir la presión de los poros. Presenta la ventaja de que el número de parámetros iniciales para estimar la presión de los poros en el interior del hormigón es mínimo, en comparación con otros modelos hidrotérmomecánicos existentes.

En el modelo propuesto se han revisado todas las asunciones iniciales y se han propuesto correcciones de tal forma que el nuevo modelo tiene en cuenta consideraciones no previstas en el modelo original (comportamiento del agua por encima del punto crítico, efectos de la adición de fibras de polipropileno sobre la porosidad y la permeabilidad, efecto de la edad del hormigón en el grado de hidratación). Se considera el hormigón un medio poroso continuo multifase en el cual los poros están rellenos parcialmente por una fase líquida (agua) y por una fase gaseosa constituida solamente por vapor de agua. Para simplificar el modelo, no se ha considerado el efecto del aire en el interior de los poros, debido a que su masa es pequeña en comparación con la del vapor de agua [9,11].

El presente modelo asume que el movimiento de la humedad se produce por evaporación-condensación. Esto significa que todo el movimiento de la humedad en el interior del hormigón se produce en la fase gaseosa, de modo que se obvia la movilidad del agua en estado líquido. Esto se debe a que el coeficiente de permeabilidad de Darcy para el agua líquida es, por término medio, inferior al coeficiente de permeabilidad al gas en 2 o 3 órdenes de magnitud. No obstante, esta asunción puede ser cuestionable para el caso de los hormigones con un alto grado de saturación, en que la permeabilidad relativa al líquido no es despreciable. Sin embargo, según [25], esta asunción es esencialmente correcta en el caso de los sistemas expuestos a gradientes de temperatura, incluso con niveles

de saturación de poros relativamente elevados, como es el caso que nos atañe.

El modelo desarrollado es unidimensional, lo cual restringe su aplicabilidad a los elementos planos, como forjados, paredes, muros, losas, etc.

2.1. Ecuaciones del submodelo hídrico

Las ecuaciones de conservación de la masa pueden expresarse como

$$\frac{\partial m_L}{\partial t} = \mu_{L \rightarrow V} + \dot{D} \quad (1)$$

$$\frac{\partial m_V}{\partial t} = -\nabla J_V + \mu_{V \rightarrow L} \quad (2)$$

donde m_L y m_V son las masas de agua líquida y de vapor de agua por unidad de volumen; $\mu_{L \rightarrow V}$ es la masa de agua líquida que se transforma en vapor por unidad de volumen; $\mu_{V \rightarrow L}$ es la masa de vapor que se condensa para transformarse en agua por unidad de volumen; \dot{D} es la variación de la masa de agua como resultado de la deshidratación del cemento por unidad de volumen y tiempo, y J_V es el flujo de masa de vapor de agua que atraviesa el hormigón. Asumimos que toda el agua que se evapora se condensa y, para el caso unidimensional, J_V puede relacionarse con el gradiente de presión a través de la ley de Darcy mediante la expresión:

$$J_V = -\lambda_V \frac{\partial P_V}{\partial x} \quad (3)$$

donde P_V es la presión de vapor y λ_V es el coeficiente de permeabilidad de Darcy, el cual puede escribirse como:

$$\lambda_V = \rho_V \frac{K_V K_{rV}}{\mu_V} \quad (4)$$

donde K_V es la permeabilidad intrínseca al vapor de agua; K_{rV} es la permeabilidad relativa al vapor de agua del hormigón, y μ_V es el coeficiente de viscosidad dinámica del vapor de agua. Las masas de agua y de vapor de agua presentes en el hormigón han sido consideradas en el modelo como función de la saturación según:

$$m_L = \phi \rho_L S_L \quad (5)$$

$$m_V = \phi \rho_V (1 - S_L) \quad (6)$$

donde ϕ es la porosidad del hormigón; ρ_L es la densidad del agua líquida; S_L es la saturación de líquido, y ρ_V es la densidad del vapor de agua.

Tanto la variación de la densidad del agua como la del vapor de agua tienen un comportamiento extremadamente no lineal. A partir de la temperatura crítica, $T_c = 647$ K, la densidad del agua se iguala a la crítica $\rho_{crit} = 322 \text{ kg/m}^3$ y se comporta como un fluido supercrítico [26].

El modelo utiliza la saturación de líquido en función de la presión capilar (P_c) y la temperatura (T) para estimar el contenido de agua líquida

$$S_L = e^{-\left(\frac{P_c M_L}{\rho_L R T}\right)} \quad (7)$$

donde M_L es la masa molar del agua y R es la constante universal de los gases.

La presión capilar puede expresarse, mediante la ecuación de Kelvin, como función del potencial del agua (ψ):

$$P_c = -\psi \rho_L \quad (8)$$

Utilizando el potencial del agua como variable de estado, es posible describir el comportamiento del agua dentro de todo el rango

de temperaturas y presiones presentes en los poros del hormigón, tanto para el agua capilar como para el agua adsorbida:

$$\psi = \frac{RT}{M_L} \ln \left(\frac{P_V}{P_S} \right) \quad (9)$$

$$P_S = P_{VSat} \text{ si } T \leq T_c \quad (10)$$

$$P_S = f_{ASat} = f_{VSat} \text{ si } T > T_c \quad (11)$$

donde P_{VSat} es la presión de saturación del vapor; f_{ASat} es la fugacidad de saturación del agua adsorbida, y f_{VSat} es la fugacidad de saturación del vapor, que pueden entenderse como pseudopresiones.

Por debajo de la temperatura crítica, la frontera de cambio de fase del agua, de líquido a gas, queda definida por la curva de presión de saturación de vapor. El modelo obtiene esta presión mediante la ecuación propuesta por la IAPWS [27], la cual relaciona la presión de saturación del vapor en función de la temperatura.

$$P_{VSat}(T) = 2, 21 \cdot 10^7 e^{\frac{647}{T}} [aV + bV^{1.5} + cV^3 + dV^{3.5} + fV^4 + gV^{7.5}] \quad (12)$$

con $V = 1 - \frac{T}{647}$, $a = -7,86$, $b = 1,84$, $c = -11,8$, $d = 22,7$, $f = -16,0$ y $g = 1,80$, T en K y P_{VSat} en Pa.

A temperaturas superiores a la temperatura crítica, el agua adsorbida se encuentra en equilibrio termodinámico con el vapor de agua en el interior de los poros del hormigón, por lo cual el valor de la fugacidad del agua adsorbida se corresponde con el valor de la fugacidad del vapor. En los gases ideales, el valor de la fugacidad del vapor se corresponde con el valor de la presión de vapor, de modo que el coeficiente de fugacidad es igual a 1. En el caso del vapor de agua, el coeficiente para el rango de temperaturas y presiones estudiadas sigue siendo próximo a 1 y, por tanto, puede asumirse que el comportamiento del vapor del agua es ideal. En este caso, el valor de la fugacidad del vapor por encima de la temperatura crítica se corresponderá con el valor de la presión en la isocora crítica.

Para calcular esta presión en el modelo, se propone la expresión empírica (13), dependiente de la temperatura, la cual ha sido obtenida mediante un ajuste cuadrático $R^2 = 1,00$ a partir de las formulaciones de la IAPWS [27]

$$f_{VSat}(T) = a(T - 647)^2 + b(T - 647) + 2.21 \cdot 10^7 \quad (13)$$

con $a = -29,0$ y $b = 2,91 \cdot 10^5$, T en K y f_{VSat} en Pa.

Sumando las ecuaciones (1) y (2) y sustituyendo las expresiones descritas más arriba se obtiene la siguiente expresión para determinar la masa de agua líquida en el interior del hormigón:

$$\frac{\partial}{\partial t} \phi \rho_V (1 - S_L) + \frac{\partial}{\partial t} \phi \rho_L S_L = -\nabla \left(-\rho_V (1 - S_L) \frac{K_V}{\mu_V} \frac{\partial P_V}{\partial S_L} \frac{\partial S_L}{\partial x} \right) + \dot{D} \quad (14)$$

La derivada de la masa de agua líquida en función del tiempo puede expresarse como:

$$\frac{\partial}{\partial t} \phi \rho_L S_L = \rho_L S_L \frac{\partial \phi}{\partial t} + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial t} + \phi \rho_L \frac{\partial S_L}{\partial t} \quad (15)$$

Mediante la regla de la cadena, las derivadas de la porosidad en función del tiempo y la derivada de la densidad de agua líquida son:

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} = \frac{\partial \phi}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (16)$$

$$\frac{\partial \rho_L}{\partial t} = \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (17)$$

Sustituyendo las ecuaciones (16) y (17) en (15) y agrupando términos:

$$\frac{\partial}{\partial t} \phi \rho_L S_L = \left(\rho_L S_L \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} + \phi \rho_L \frac{\partial S_L}{\partial t} \quad (18)$$

Análogamente, la derivada de la masa de vapor en función del tiempo puede expresarse como:

$$\frac{\partial}{\partial t} \phi \rho_V (1 - S_L) = \left(\rho_V (1 - S_L) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi (1 - S_L) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} - \phi \rho_V \frac{\partial S_L}{\partial t} \quad (19)$$

La variación de la masa de agua como resultado de la deshidratación del cemento por unidad de volumen y tiempo \dot{D} puede calcularse como:

$$\dot{D} = \frac{\partial m_D}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \quad (20)$$

donde m_D es la masa de agua líquida que se produce por la deshidratación. Sustituyendo las ecuaciones (18), (19) y (20) en (14), se obtiene:

$$\begin{aligned} & \left(\rho_V (1 - S_L) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi (1 - S_L) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} - \phi \rho_V \frac{\partial S_L}{\partial t} \\ & + \left(\rho_L S_L \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \frac{\partial T}{\partial t} + \phi \rho_L \frac{\partial S_L}{\partial t} \\ & = -\nabla \left(-\rho_V (1 - S_L) \frac{K_V}{\mu_V} \frac{\partial P_V}{\partial S_L} \frac{\partial S_L}{\partial x} \right) + \frac{\partial m_D}{\partial T} \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (21)$$

Y agrupando términos para facilitar el planteamiento del esquema de solución por diferencias finitas, la expresión anterior puede escribirse como:

$$\begin{aligned} & (\rho_L - \rho_V) \phi \frac{\partial S_L}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\rho_V (1 - S_L) \frac{K_V}{\mu_V} \frac{\partial P_V}{\partial S_L} \right) \frac{\partial S_L}{\partial x} \\ & + \left[\frac{\partial m_D}{\partial T} - \left((\rho_V (1 - S_L) + \rho_L S_L) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \phi (1 - S_L) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} \right. \right. \\ & \left. \left. + \phi S_L \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \right] \frac{\partial T}{\partial t} \end{aligned} \quad (22)$$

2.2. Ecuaciones del submodelo térmico

Para el caso unidimensional, el análisis de la transferencia de calor en el medio poroso se realiza mediante la ecuación de conservación de la energía (23):

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + Q \quad (23)$$

donde ρ es la densidad del hormigón; C_p es el calor específico; k_x es la conductividad térmica, y Q es la fuente de calor externa.

A efectos del modelo, la aportación del calor latente y el calor de hidratación/deshidratación se tienen en cuenta en la expresión del calor específico, la cual ha sido desarrollada según [28,29], de modo que la expresión anterior puede simplificarse a:

$$\rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(k \frac{\partial T}{\partial x} \right) \quad (24)$$

2.3. Solución numérica de las ecuaciones del modelo

Para la solución numérica de la ecuación (24) se ha empleado el método explícito de diferencias finitas, utilizando una diferencia progresiva de primer orden para la derivada temporal y una

diferencia central de segundo orden para la derivada espacial. Aplicando el método, la ecuación (24) puede escribirse como:

$$\rho C_p \frac{T_i^{j+1} - T_i^j}{\Delta t} = \frac{1}{\Delta x^2} \left(\frac{(k_{i+1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i+1}^j - T_i^j) + \frac{(k_{i-1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i-1}^j - T_i^j) \right) \quad (25)$$

donde Δt es la discretización temporal adoptada para la solución y Δx es la discretización espacial. El término T_i^{j+1} representa la temperatura a la profundidad i para el instante de tiempo $j + 1$ y puede determinarse de manera explícita a partir de la expresión:

$$T_i^{j+1} = \frac{\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} \left(\frac{(k_{i+1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i+1}^j - T_i^j) + \frac{(k_{i-1}^j + k_i^j)}{2} (T_{i-1}^j - T_i^j) \right) + T_i^j \quad (26)$$

Considerando $\frac{\Delta t}{\rho C_p \Delta x^2} = r$, la ecuación es estable si $r \leq \frac{1}{2}$ para todo el intervalo de tiempo considerado.

Conocido el valor de la temperatura para el instante de tiempo j , es posible obtener el valor correspondiente para el instante de tiempo $j + 1$ a partir de la expresión recurrente anterior. Las fronteras $x = 0$ y $x = L$, T_0^j y T_L^j deberán calcularse a partir de las condiciones de frontera específicas para el caso que se esté analizando.

Para la determinación de las temperaturas en la cara expuesta se han tenido en consideración 3 posibles escenarios: el caso más simple, en que conocemos la temperatura en la superficie; una segunda condición de contorno, en que se simulan las condiciones de diversas curvas de incendio conocidas por la ecuación (27), y una condición de radiación y convección para el caso general de un quemador, según la ecuación (28):

$$T_0^{j+1} = \left(1 - 2r - 2r \frac{h \Delta x}{k^j} \right) T_0^j + 2r T_1^j + \frac{2rh \Delta x}{k^j} T_{fire} \quad (27)$$

$$T_0^{j+1} = \frac{2 \Delta t}{\rho^j C_p^j \Delta x} \left(e \sigma (T_{cono}^j + T_0^j) + h_c (T_{amb} + T_0^j) + k^j \frac{(T_1^j - T_0^j)}{\Delta x} \right) + T_0^j \quad (28)$$

La solución numérica para la condición de contorno térmica de la cara no expuesta se describe mediante la ecuación:

$$T_L^{j+1} = \frac{2 \Delta t}{\rho^j C_p^j \Delta x} \left(e \sigma (T_{cool}^j + T_L^j) + h_{cool} (T_{cool}^j - T_L^j) + k^j \frac{(T_{L-1}^j - T_L^j)}{\Delta x} \right) + T_L^j \quad (29)$$

donde T_{cool} es la temperatura ambiental en el lado frío y h_{cool} es el coeficiente de convección de este lado.

De manera análoga al cálculo de la evolución de las temperaturas en el interior del hormigón, se ha utilizado un esquema de solución por diferencias finitas para aproximar la solución de la ecuación de gobierno de la saturación. Para su resolución se emplean los valores

de las temperaturas obtenidos de las ecuaciones anteriores. Transformando la ecuación en derivadas parciales mediante el método explícito de diferencias finitas y agrupando términos, la ecuación (22) puede expresarse como:

$$S_{L_i}^{j+1} = \frac{\Delta t}{C} \left(\frac{(A_0 + A_1)}{2 \Delta x^2} (P_{vsat_{i-1}}^j S_{L_{i-1}}^j - 2P_{vsat_i}^j S_{L_i}^j + P_{vsat_{i+1}}^j S_{L_{i+1}}^j) + B \frac{T_i^{j+1} - T_i^j}{\Delta t} \right) + S_{L_i}^j \quad (30)$$

donde:

$$C = \vartheta_i^j (\rho_{V_i}^j - \rho_{V_i}^j) \quad (31)$$

$$A_0 = \rho_{V_{i-1}}^j (1 - S_{L_{i-1}}^j) \frac{K_{V_{i-1}}^j}{\mu_{V_{i-1}}^j} \quad (32)$$

$$A_1 = \rho_{V_i}^j (1 - S_{L_i}^j) \frac{K_{V_i}^j}{\mu_{V_i}^j} \quad (33)$$

$$B = \frac{\partial m_D}{\partial T} - \left((\rho_{V_i}^j (1 - S_{L_i}^j) + \rho_{L_i}^j S_{L_i}^j) \frac{\partial \phi}{\partial T} + \vartheta_i^j (1 - S_{L_i}^j) \frac{\partial \rho_V}{\partial T} + \vartheta_i^j S_{L_i}^j \frac{\partial \rho_L}{\partial T} \right) \quad (34)$$

Para resolver la ecuación (30) se requiere plantear las condiciones de frontera de la saturación en ambas superficies del material. A tal efecto, en el modelo se ha considerado una curva de desorción $S_L = HR$ [30], de modo que el valor de la saturación en la superficie del material se considera igual al valor de la humedad ambiental relativa.

2.4. Ecuaciones para la descripción del estado hidrotérmico

La porosidad del hormigón varía linealmente con la temperatura mediante la expresión:

$$\phi = \phi_0 + \alpha (T - T_0) \quad (35)$$

donde ϕ_0 es la porosidad inicial del hormigón y α es un parámetro que depende de la naturaleza de los áridos [31].

La densidad del agua líquida tiene un comportamiento extremadamente no lineal a temperaturas próximas a la temperatura crítica. A los efectos del modelo, se han utilizado las ecuaciones propuestas por la IAPWS [26]. La densidad de vapor depende de la temperatura y de la presión. Para temperaturas altas y presiones relativamente bajas, y asumiendo que el vapor de agua se comporta como un gas ideal, la densidad puede estimarse mediante la ley de los gases ideales. La permeabilidad intrínseca al vapor de agua que interviene en el cálculo de su difusión a través del medio poroso se estima, según [31]:

$$K_V = K_0 \left[10^{C_T(T-T_0)} \left(\frac{P_V}{P_0} \right)^{0.368} \right] \quad (36)$$

donde K_0 es la permeabilidad del gas inicial; P_0 es la presión atmosférica, y C_T es un coeficiente que tiene en cuenta el incremento de la permeabilidad a elevadas temperaturas. En el modelo se ha considerado $C_T = 0, 0025$ [11]. Se asume que la viscosidad cinemática del vapor de agua varía linealmente con el tiempo, según la expresión:

$$\mu_V = 8, 85 \cdot 10^{-6} + 3, 53 \cdot 10^{-8} (T - T_0) \quad (37)$$

Tabla 1
Propiedades del hormigón empleado en los ensayos y condiciones de frontera empleadas en la simulación

Condiciones iniciales	
Contenido de binder	415,00 kg
Contenido de agua	139,00 kg
Densidad	2.590,00 kg/m ³
Porosidad	0,094
Humedad relativa	77%
Permeabilidad al gas	10 ⁻¹⁹
Conductividad térmica	1,67 W/(m K)
Calor específico	948 J/(kg K)
Edad	90 días
Emisividad	0,90
Temperatura	293,15 °K
Árido	Calizo
Condiciones de frontera	
<i>Cara expuesta</i>	
Pg	101.325 Pa
Humedad ambiental	65%
h _c	10,00 W/(m ² K)
Emisividad	0,90
Temperatura	Ver fig. 1
<i>Cara no expuesta</i>	
Pg	101.325 Pa
Humedad ambiental	65%
h _c	8,30 W/(m ² K)
Emisividad	0,90
Temperatura	293,15 K

Tabla 2
Curva de temperatura en el radiador de la simulación

Tiempo (s)	0	8.100	21.600
Temperatura (°C)	400	460	465

La masa de agua líquida que se produce como consecuencia de la deshidratación de la pasta de cemento con la temperatura se ha estimado del modo siguiente:

$$m_D = \begin{cases} 0, & T \leq 333K \\ m_{Hyd} (1.85 \cdot 10^{-3}T - 6.17 \cdot 10^{-1}), & 333.15K < T \leq 873K \\ 0, & T > 873K \end{cases} \quad (38)$$

donde m_{hyd} es la masa de agua hidratada, la cual puede estimarse, mediante [32]:

$$m_{hyd} = 0,21 \cdot m_{cem} \left(\frac{edad}{23 + edad} \right)^{1/3} \quad (39)$$

siendo m_{cem} el contenido de cemento por metro cúbico de hormigón, y $edad$, la edad del hormigón en días.

3. Validación del modelo

En esta sección se valida el modelo ante los resultados de los ensayos presentados por Kalifa [18], realizados con muestras de hormigón de 30 × 30 × 12 cm³. En estos ensayos se aplicó una

Tabla 3
Errores en la estimación de la presión de los poros por el modelo y comparación con respecto a los modelos de Gawin et al. [34] y de Di Capua et al. [35]

	Sin fibras de PP					Con 3 kg/m ³ de fibras				
	10 mm	20 mm	30 mm	40 mm	50 mm	10 mm	20 mm	30 mm	40 mm	50 mm
<i>Ensayo 1. Kalifa et al. [18]</i>										
Presión máxima (Mpa)	1,47	3,80	4,00	4,00	1,87	0,85	0,93	1,08	1,20	0,33
Tiempo pico (min)	60	105	150	180	150,0	30	47	77	107	80
<i>Ensayo 2. Kalifa et al. [18]</i>										
Presión máxima (Mpa)	2,17	3,70	3,45	4,00	1,47	–	0,74	0,75	1,00	0,50
Tiempo pico (min)	75	75	135	165	150,0	–	48	80	107	90
<i>Modelo</i>										
Presión máxima (Mpa)	3,39	3,42	3,59	3,87	4,29	0,76	0,84	0,88	0,92	0,97
Tiempo pico (min)	41,7	83,3	125,0	175	216,7	18	37	61	92	125
<i>Modelo de Gawin et al. [34]</i>										
Presión máxima (Mpa)	–	3,97	4,00	3,66	–	–	0,88	0,98	1,00	–
Tiempo pico (min)	–	90	115	140	–	–	60	85	105	–
<i>Modelo de Di Capua et al. [35]</i>										
Presión máxima (Mpa)	–	3,91	3,91	3,63	–	–	–	–	–	–
Tiempo pico (min)	–	97	120	140	–	–	–	–	–	–
<i>Modelo E1</i>										
Error presión máx (%)	–130,6	10,0	10,3	3,3	–129,4	10,6	9,7	18,5	23,3	–193,9
Error tiempo pico (%)	30,6	20,6	16,7	2,8	–44,4	40,0	22,1	21,3	14,4	–56,3
<i>Modelo E2</i>										
Error presión máx (%)	–56,2	7,6	–4,1	3,3	–191,8	–	–13,5	–17,3	8,0	–94,0
Error tiempo pico (%)	44,4	–11,1	7,4	–6,1	–44,4	–	22,9	23,8	14,4	–38,9
<i>Modelo E1. Gawin et al. [34]</i>										
Error presión máx (%)	–	–4,5	0,0	8,5	–	–	5,4	9,7	16,7	–
Error tiempo pico (%)	–	14,3	23,3	22,2	–	–	–26,3	–9,7	2,3	–
<i>Modelo E2. Gawin et al. [34]</i>										
Error presión máx (%)	–	–7,3	–15,9	8,5	–	–	–18,9	–30,0	0,0	–
Error tiempo pico (%)	–	–20,0	14,8	15,2	–	–	–25,0	–6,3	2,3	–
<i>Modelo E1. Di Capua et al. [35]</i>										
Error presión máx (%)	–	–2,9	2,3	9,4	–	–	–	–	–	–
Error tiempo pico (%)	–	7,1	20,0	22,2	–	–	–	–	–	–
<i>Modelo E2. Di Capua et al. [35]</i>										
Error presión máx (%)	–	–5,7	–13,3	9,4	–	–	–	–	–	–
Error tiempo pico (%)	–	–30,0	11,1	15,2	–	–	–	–	–	–

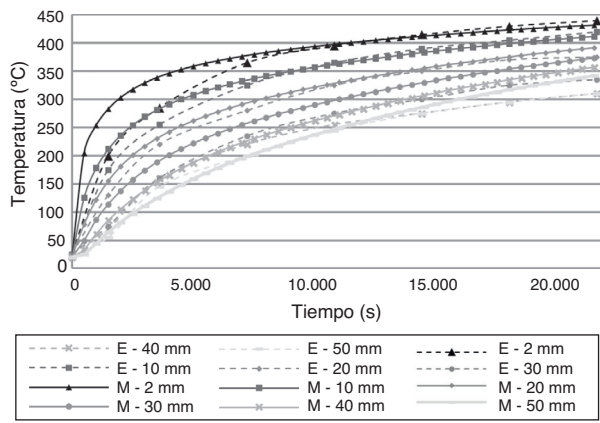


Figura 1. Predicción de temperaturas del modelo (línea continua) frente a los resultados experimentales (línea quebrada).

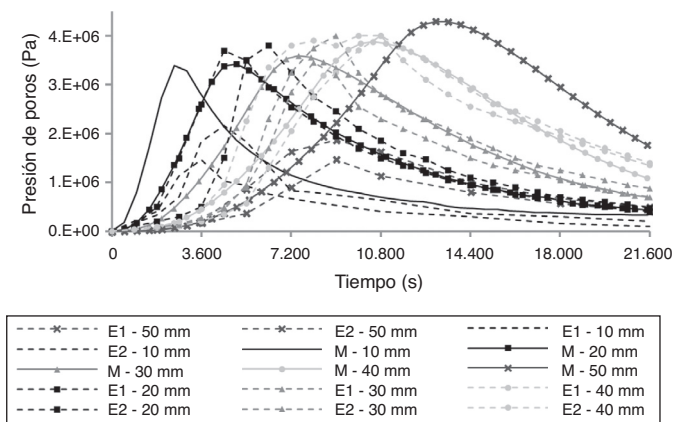


Figura 2. Predicción de la presión de poros por el modelo (línea continua) frente a los resultados experimentales (línea quebrada).

temperatura del calentador de 600 °C. El modelo se valida con 2 ensayos de hormigón sin fibras de polipropileno y otros dos con 3 kg/m³ de contenido de fibras. Se han introducido en el modelo las condiciones iniciales y de frontera, que se reflejan en la [tabla 1](#). Como condición de frontera térmica para el radiador se ha utilizado la propuesta por [\[33\]](#), que se presenta en la [tabla 2](#). Esta curva consigue un buen ajuste con la temperatura experimental a partir de los 10 mm de profundidad, tal como se observa en la [figura 1](#), que indica las temperaturas para distintas profundidades.

La [figura 2](#) compara los resultados de la presión de los poros que se han obtenido con el modelo (M) en los ensayos sin fibras (E1 y E2) [\[18\]](#) a las profundidades de 10, 20, 30, 40 y 50 mm. Como puede apreciarse en la figura, los resultados obtenidos por el modelo concuerdan adecuadamente con los valores experimentales, tanto los valores de las presiones máximas y los intervalos de tiempo a que se producen, como la tendencia general del comportamiento de la presión de los poros en el interior del hormigón en las profundidades de 20 a 40 mm. En cambio, el modelo no calcula con la misma precisión en las profundidades de 10 y 50 mm. Se obtienen unos resultados similares en el caso del hormigón con 3 kg/m³ de fibras de polipropileno. No obstante, se observa que, en general, las presiones de los poros estimadas por el modelo, tanto en los instantes iniciales como al final de la simulación, son superiores a los valores experimentales. Este fenómeno puede atribuirse, en parte, a que el mecanismo de variación de la permeabilidad del hormigón en función de la temperatura y de la presión de poros no se ha estudiado del todo y, en parte, a las simplificaciones realizadas en el modelo, como la consideración de que el agua líquida solo se mueve en el

hormigón por efecto de la evaporación y de la condensación en las zonas más frías. Es necesario tener en cuenta también la divergencia de los resultados obtenidos en los ensayos, que se realizaron por duplicado.

La [tabla 3](#) contiene los resultados de la validación del modelo considerando el hormigón con 3 kg/m³ de fibras y sin fibras con respecto a los ensayos experimentales de Kalifa [\[18\]](#), al modelo de Gawin [\[34\]](#) y al modelo de Di Capua [\[35\]](#). Puede observarse una buena aproximación del modelo a los resultados experimentales y de los demás modelos considerados.

4. Conclusiones

Tras analizar los resultados obtenidos durante el proceso de validación del modelo presentado en este trabajo, se ha podido contrastar que las simplificaciones y las asunciones realizadas no han perjudicado los resultados de las simulaciones, pues los resultados obtenidos concuerdan satisfactoriamente tanto con los resultados experimentales como con los resultados de otros modelos de referencia recogidos en la literatura.

Precisamente estas simplificaciones han permitido obtener unos resultados aceptables para su aplicación práctica minimizando el coste de cálculo, que constituye uno de los principales problemas que limitan el uso de modelos similares. En ese sentido, se han podido reducir los tiempos de cómputo y se han obtenido tiempos de simulación en torno a los 3,5 s de media para simulaciones de 180 min y elementos de 12 cm de espesor.

Por otra parte, la inclusión en el modelo del comportamiento del agua por encima del punto crítico ha ampliado el campo de aplicación del modelo, de manera que se ha podido simular todo el rango de temperaturas que el hormigón puede soportar en un incendio, y en las ecuaciones de balance se ha incorporado la masa de agua que se produce como consecuencia de la deshidratación de los componentes hidratados en el hormigón.

Asimismo, la inclusión de un mecanismo para determinar la influencia de la adición de las fibras de polipropileno en la relación de las presiones internas permite utilizar el modelo como una herramienta válida para estimar el contenido de fibras más adecuado para prevenir el desconchamiento.

Financiación

Subvención BIA2012-37890 otorgada por el proyecto «PYRODESIGN – Modelado de los parámetros térmicos y cinéticos para la caracterización de la reacción al fuego de materiales» financiado con fondos FEDER.

Agradecimientos

Los autores queremos agradecer a Candesa por el proyecto «Análisis para la Mejora de la Resistencia Mecánica frente al Fuego de Hormigones Autocompactantes y de Alta Resistencia», a IECA por el proyecto «Análisis de parámetros asociados a la ocurrencia de spalling en hormigones de alta resistencia» y al Ministerio de Economía y Competitividad por la subvención BIA2012-37890 otorgada por el proyecto «PYRODESIGN – Modelado de los parámetros térmicos y cinéticos para la caracterización de la reacción al fuego de materiales» financiado con fondos FEDER.

Bibliografía

- [1] V.K.R. Kodur, L. Phan, Critical factors governing the fire performance of high strength concrete systems, *Fire Safety J.* 42 (2007) 482–488.
- [2] Y. Msaad, Comparison between hydraulic and thermal spalling in heated concrete based on numerical modeling, *J. Eng. Mech.* 133 (6) (2007) 608–615.
- [3] M. Zeiml, R. Lackner, Experimental investigation on spalling mechanisms, en: P. Gambarova, G. Ferro, G. Plizzari (Eds.), *Heated Concrete*, 6th Internatio-

- nal Conference on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures (FramCos-6), Catania, 2007, pp. 1723–1728.
- [4] R. Jansson, Material properties related to fire spalling of concrete [Licentiate Thesis], Lund University of Technology, 2008.
- [5] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler, Toward prediction of the thermal spalling risk through a multi-phase porous media model of concrete, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.* 195 (2006) 5707–5729.
- [6] R. Tenchev, P. Purnell, An application of a damage constitutive model to concrete at high temperature and prediction of spalling, *Int. J. Solids Struct.* 42 (2005) 6550–6565.
- [7] G.A. Khoury, Effect of fire on concrete and concrete structures, *Prog. Struct. Engrg Mater.* 2 (2000) 429–447.
- [8] S. Dal Pont, S. Durand, B.A. Schrefler, A multiphase thermo-hydro-mechanical model for concrete at high temperatures – Finite element implementation and validation under LOCA load, *Nucl. Eng. Des.* 237 (2007) 2137–2150.
- [9] B. Bary, G. Ranc, S. Durand, O. Carpentier, A couple thermo-hydro-mechanical-damage model for concrete subjected to moderate temperatures, *Int. J. Heat Mass Tran.* 51 (2008) 2847–2862.
- [10] M.B. Dwaikat, V.K.R. Kodur, Fire induced spalling in high strength concrete beams, *Fire Technol.* 46 (2010) 251–274.
- [11] M.B. Dwaikat, V.K.R. Kodur, Hydrothermal model for predicting fire-induced spalling in concrete structural systems, *Fire Safety J.* 44 (2009) 425–434.
- [12] T.Z. Harmathy, Effect of moisture on the fire endurance of building elements. Research paper 270, Division of Building Research, Ottawa, 1965.
- [13] G.N. Ahmed, J.P. Hurst, An analytical approach for investigating the causes of spalling of high-strength concrete at elevated temperatures, en: L.T. Phan, N.J. Carino, D. Duthinh, E. Garboczi (Eds.), *International Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete*, Gaithersburg, 1997, pp. 95–108.
- [14] Y. Anderberg, Spalling phenomenon of HPC and OC, en: L.T. Phan, N.J. Carino, D. Duthinh, E. Garboczi (Eds.), *International Workshop on Fire Performance of High Strength Concrete*, Gaithersburg, 1997, pp. 69–75.
- [15] L.T. Phan, High-Strength Concrete at High Temperature – An Overview, en: G. Konig, F. Dehn, T. Faust (Eds.), *6th International Symposium Utilization of High Strength/High Performance Concrete*, 1, Leipzig, 2002, pp. 501–518.
- [16] R. Jansson, L. Bostrom, Experimental Study on the Influence of Polypropylene Fibres on Material Properties and Fire Spalling of Concrete, fib task group 4.3 workshop Fire design of concrete structures – from materials modelling to structural performance, Coimbra, Portugal, 2007, pp. 8–9.
- [17] G. Ye, X. Liu, G. de Schutter, L. Taerwe, P. Vandeveldel, Phase distribution and microstructural changes of self-compacting cement paste at elevated temperature, *Cement. Concrete. Res.* 37 (6) (2007) 978–987.
- [18] P. Kalifa, G. Chéné, C. Gallé, High-temperature behaviour of HPC with polypropylene fibres. From spalling to microstructure, *Cement. Concrete. Res.* 31 (2001) 1487–1499.
- [19] S. Dal Pont, H. Colina, A. Dupas, A. Ehrlicher, An experimental relationship between complete liquid saturation and violent damage in concrete submitted to high temperature, *Mag. Concrete Res.* 57 (8) (2005) 455–461.
- [20] R.B. Nugume, T. Horiguchi, Effect of Measurement Technique on the Amount of Maximum Pore Pressure Measured Inside Concrete Subjected to High Temperatures, en: E.A.B. Koenders, F. Dehn (Eds.), *2nd International RILEM Workshop on Concrete Spalling due to Fire Exposure*, Delft, The Netherlands, 2011, pp. 87–94.
- [21] J.C. Mindeguia, P. Pimienta, A. Noumowé, M. Kanema, Temperature, pore pressure and mass variation of concrete subjected to high temperature – Experimental and numerical discussion on spalling risk, *Cement. Concrete. Res.* 40 (3) (2010) 477–487.
- [22] L. Sarvaranta, E. Mikkola, Fibre Mortar Composites in Fire Conditions, *Fire Mater.* 18 (1) (1994) 45–50.
- [23] J.A. Capote, D. Alvear, J. Crespo, Analysis of the Moisture Release Mechanisms of Concrete at Elevated Temperatures, en: *37th IAHS World Congress on Housing, Design, Technology, Refurbishment, and Management of Buildings*, Santander, 2010, Topic IX: Paper 936.
- [24] J.A. Capote, et al., Análisis experimental de hormigones expuestos al fuego. Evaluación de variables hidro-térmicas, *Revista Dyna* 86 (5) (2011) 575–584.
- [25] T.Z. Harmathy, Simultaneous Moisture and Heat Transfer in Porous Systems with Particular Reference to Drying, *Ind. Eng. Chem. Fund.* 8 (1) (1969) 92–103.
- [26] M.P. Verma, SteamTables: An approach of multiple variable sets, *Comput. Geosci.* 35 (10) (2009) 2145–2150.
- [27] W. Wagner, A. Pruß, The IAPWS for the thermodynamic properties of ordinary water substance for general and scientific use, *J. Phys. Chem. Ref. Data* 31 (2) (2002) 387–535.
- [28] Eurocode 2, General rules – structural fire design, EN1992-1-2: Design of concrete structures, Part 1-2, en: *European Committee for Standardization (CEN)*, Brussels, 2004.
- [29] T.Z. Harmathy, Thermal Properties of Concrete at Elevated Temperatures, *ASTM J. Mater. March* (1970) 47–74.
- [30] M. Kanema, M.V.G. de Morais, A. Noumowe, J.L. Gallias, R. Cabrillac, Experimental and numerical studies of thermo-hydrous transfers in concrete exposed to high temperature, *Heat Mass Transfer* 44 (2) (2007) 149–164.
- [31] D. Gawin, C.E. Majorana, B.A. Schrefler, Numerical analysis of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at high temperature, *Mech. Cohes.-Frict. Mat.* 4 (1999) 37–74.
- [32] R. Prakash, Prediction of Moisture Migration and Pore Pressure Development in Concrete Subjected to Microwaves [Master Degree Thesis], National University of Singapore, 2007.
- [33] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler, Modelling of hygro-thermal behaviour and damage of concrete at temperature above the critical point of water, *Int. J. Numer. Anal. Methods Geomech.* 26 (2002) 537–562.
- [34] D. Gawin, F. Pesavento, B.A. Schrefler, A. Witek, Coupled chemo-hydro-thermo-mechanical modeling of concrete structures in fire with mechanics of multiphase porous media, en: *Workshop on Numerical Simulation of Building Fires*, Universidade de Santiago de Compostela, Spain, 2010.
- [35] D. Di Capua, E. Oñate, A.R. Mari, Modelo higr-termo-mecánico para el hormigón expuesto al fuego, *Rev. Int. Mét. Num. Cál. Dis. Ing.* 25 (4) (2009) 359–393.