

Simulación numérica del comportamiento termo-mecánico de presas de HCR

Parte I: Modelización y calibración

Miguel Cervera, Javier Oliver, Tomás Prato y Julio García

ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos
Universidad Politécnica de Cataluña
Gran Capitán s/n, Campus Norte, Módulo C1
08034 Barcelona, España
Tel.: 34-93-401 64 92, Fax: 34-93-401 10 48
e-mail: Miguel.Cervera@upc.es

Resumen

Se presenta en este trabajo un modelo termo-químico-mecánico acoplado que permite simular numéricamente los principales fenómenos observados en el comportamiento del hormigón a tempranas edades, es decir, hidratación, envejecimiento y fluencia. Asimismo, se consideran las características principales del comportamiento de los hormigones con adición de cenizas volantes, habitualmente utilizados en la construcción de las presas españolas de Hormigón Compactado con Rodillo (HCR). Finalmente, se presentan los resultados de la aplicación del modelo propuesto a la simulación del comportamiento de diversos hormigones con cemento portland y para un hormigón con cenizas volantes utilizado en la construcción de la presa de Rialb (Lleida, España).

**NUMERICAL SIMULATION OF THE THERMO-MECHANICAL BEHAVIOUR OF RCC DAMS.
PART I: MODELING AND CALIBRATION**

Summary

In this work a coupled thermo-chemo-mechanical model for the behaviour of concrete at early ages is proposed. The model allows simulation of the observed phenomena of hydration, aging, damage and creep. Also, the main features of the behaviour of concrete with significant fly-ash admixtures are considered, as this is the material mostly used for the construction of Spanish Roller Compacted Concrete dams (RCC). Finally, results of the application of the proposed model to the simulation of the behaviour of ordinary and high strength Portland concretes, as well as the fly-ash concrete used for the construction of Rialb Dam (Lleida, Spain) are presented.

INTRODUCCIÓN

El control de calidad durante la construcción de grandes estructuras de hormigón es de fundamental importancia, ya que repercute tanto en la pérdida de durabilidad como de funcionalidad que puede sufrir la estructura. De especial importancia es el control de la fisuración, especialmente a tempranas edades, causada principalmente por efectos térmicos y por la retracción del hormigón.

La reacción de hidratación del hormigón es una reacción fuertemente exotérmica, lo que puede provocar aumentos de temperatura superiores a los 50 °C para hormigones convencionales curados en condiciones quasi-adiabáticas. Estos incrementos de temperatura inducen deformaciones volumétricas que, debido a la fluidez del hormigón en las primeras horas, no se traducen en la generación de tensiones importantes. Sin embargo, posteriormente, cuando la rigidez ha aumentado de forma considerable, el hormigón comienza a enfriarse. La baja conductividad térmica del material, así como una distribución de temperaturas no uniforme debida al proceso constructivo y a los fenómenos de intercambio de calor con el ambiente, pueden generar importantes gradientes térmicos, que unidos a la restricción a la deformación volumétrica, tanto interna como externa, pueden dar lugar a la formación de tracciones y, por tanto, a la aparición de fisuración.

En consecuencia, un modelo desarrollado para el estudio del comportamiento mecánico del hormigón a tempranas edades debe incluir necesariamente, en primer lugar, los efectos de interacción de origen térmico y químico y, en segundo lugar, la posibilidad de fisuración a tracción en función de la evolución en el tiempo tanto de la rigidez como de la resistencias mecánicas del material y, finalmente, el comportamiento a diferido bajo la acción de cargas permanentes.

El presente artículo presenta un modelo termo-químico-mecánico que tiene en cuenta los fenómenos más relevantes que suceden en el hormigón a tempranas edades, así como las principales interacciones entre los mismos. Dicho modelo se calibra adecuadamente para dos tipos de hormigón portland, de baja y alta resistencia, respectivamente. Puede encontrarse información adicional sobre este modelo en las referencias 1, 2 y 3.

Asimismo, se consideran las características principales del comportamiento de los hormigones con adición de cenizas volantes, habitualmente utilizados en la construcción de las presas españolas de Hormigón Compactado con Rodillo (HCR). Las diferencias que presenta el proceso de hidratación y envejecimiento de este tipo de hormigones respecto a los convencionales hace necesario su estudio, de cara a posibilitar la utilización del modelo numérico presentado para dichos hormigones. Se muestra, finalmente, la calibración del modelo para el hormigón compactado utilizado en la presa de Rialb, con un porcentaje de sustitución de cenizas volantes del 65 %.

MODELO TERMO-QUÍMICO-MECÁNICO

Ecuación del calor

A partir del primer y segundo principios de la termodinámica se puede escribir la ecuación del calor durante el proceso de hidratación del hormigón como

$$C\dot{T} - \dot{Q} = R_{ext} + k_T \nabla \cdot (\nabla T) \quad (1)$$

donde T es la temperatura, C es la capacidad calórica por unidad de volumen, \dot{Q} es la velocidad de liberación del calor de hidratación por unidad de volumen, R_{ext} son las fuentes de calor volumétricas y k_T es la conductividad térmica. Nótese que el término debido al calor de hidratación \dot{Q} puede interpretarse como una fuente interna de calor. El modelo termo-químico debe proveer una expresión para la evolución de este término de la ec. (1) debido al calor de hidratación.

Modelo termo-químico

Por razones de índole práctica es conveniente escribir el modelo en función de una variable normalizada denominada grado de hidratación, definida como $\xi = \chi/\bar{\chi}_\infty$, donde χ es el número de moles de agua combinada por unidad de volumen y $\bar{\chi}_\infty$ es el valor final de χ con una relación agua/cemento (w/c) tal que se asegure la hidratación completa del cemento. En la práctica la condición de hidratación completa no se cumple, por lo que $\chi_\infty < \bar{\chi}_\infty$ y, entonces, $\xi_\infty < 1$.

El valor final del grado de hidratación ξ_∞ es función de la relación w/c de la mezcla y puede ser estimado a partir de la misma.⁴

Numerosos autores identifican la velocidad de liberación del calor con la velocidad de hidratación.^{5,6,7,8} En este caso, el grado de hidratación también puede ser definido como $\xi = Q/\bar{Q}_\infty$, donde \bar{Q}_∞ es la cantidad final de calor liberado en condiciones ideales. Esto es equivalente a suponer una dependencia lineal de la forma

$$Q(\xi) = Q_\xi \xi \quad (2)$$

donde $Q(\xi)$ es el calor latente por unidad de amplitud de hidratación. En este trabajo se supone que Q_ξ es una propiedad constante del material.

Debido al carácter termoactivado de la reacción de hidratación del hormigón, la evolución del grado de hidratación puede definirse a través de una función de Arrhenius de la forma⁹

$$\dot{\xi} = \tilde{A}_\xi(\xi) \exp\left(-\frac{E_a}{RT}\right) \geq 0 \quad (3)$$

donde E_a es la energía de activación de la reacción y R es la constante universal de los gases. La relación E_a/R puede determinarse experimentalmente y varía entre 3.000 y 8.000 °K para el hormigón. La función $\tilde{A}_\xi(\xi)$ representa a la afinidad química normalizada y caracteriza completamente la cinética de la hidratación de una mezcla dada. Esta función también puede obtenerse experimentalmente a partir de un ensayo adiabático. En este trabajo se utiliza la siguiente expresión para dicha función

$$\tilde{A}_\xi(\xi) = \frac{k_\xi}{\eta_{\xi 0}} \left(\frac{A_{\xi 0}}{k_\xi \xi_\infty} + \xi \right) (\xi_\infty - \xi) \exp\left(-\bar{\eta} \frac{\xi}{\xi_\infty}\right) \quad (4)$$

donde k_ξ , $A_{\xi 0}$, $\eta_{\xi 0}$ y $\bar{\eta}$ son propiedades del material.

Durante las últimas décadas se han propuesto numerosos modelos de envejecimiento en los que las propiedades mecánicas del hormigón joven se expresan en función del grado de hidratación, o alternativamente, en función de la madurez. Sin embargo, existe evidencia experimental que la evolución de la resistencia del hormigón no depende únicamente del grado de hidratación, sino que lo hace también de la cinética de hidratación. Es por esto por lo que en este trabajo se introduce una variable interna κ , tal que

$$f^-(\kappa) = \kappa f_\infty^- \quad (5)$$

donde f^- es la resistencia a compresión y f_∞^- es su valor final. Nótese que κ puede considerarse como una variable de resistencia normalizada y, por tanto, se le denomina *grado de envejecimiento*.

La evolución del grado de envejecimiento se define en función de la evolución del grado de hidratación y la cinética de hidratación de la reacción, de tal forma que

$$\dot{\kappa} = (A_f \xi + B_f) \left(\frac{T_T - T}{T_T - T_{ref}} \right)^{n_T} \dot{\xi} \quad \dot{\kappa} \geq 0 \quad (6)$$

donde A_f y B_f son constantes del material, T_{ref} es la temperatura de referencia para la determinación de f_{∞}^{-} , T_T representa la máxima temperatura a la cual puede fraguar el hormigón y n_T es una propiedad del material que controla la sensibilidad respecto a la temperatura de curado.

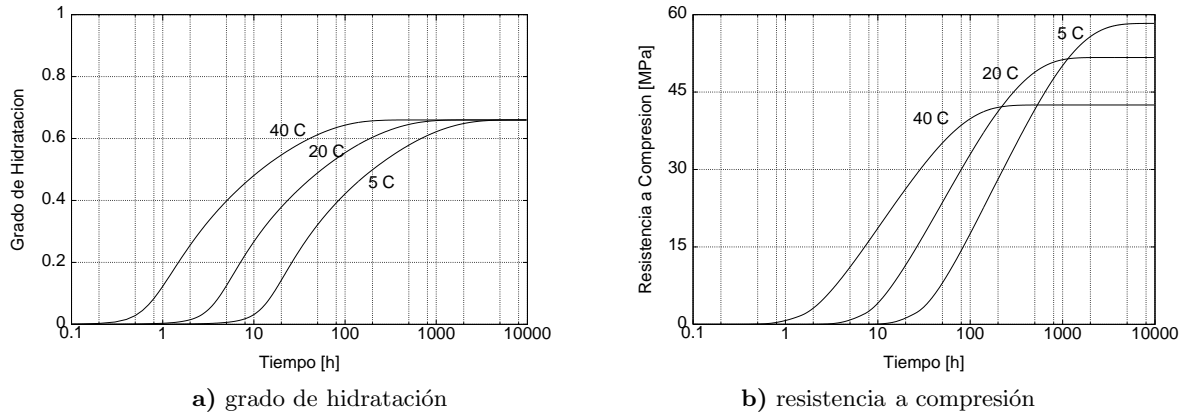


Figura 1. Evolución de: (a) grado de hidratación y (b) resistencia a compresión, a diferentes temperaturas de curado

La Figura 1a muestra la evolución en el tiempo del grado de hidratación para la misma mezcla curada en condiciones isotérmicas a tres temperaturas distintas (5 °C, $T_{ref} = 20$ °C y 40 °C). Se observa que, al ser la reacción de hidratación termoactivada, a mayores temperaturas de curado corresponden mayores velocidades de hidratación. No obstante, el grado final de hidratación ξ_{∞} es el mismo para todas las temperaturas, ya que este depende, fundamentalmente, de la relación agua/cemento de la mezcla. La Figura 1b muestra la evolución en el tiempo de la resistencia a compresión (y, por lo tanto, del grado de envejecimiento) para la misma mezcla curada en condiciones isotérmicas a las citadas temperaturas. Se observa que, como en la Figura 1a, a mayor temperatura de curado corresponde una ganancia más rápida de resistencia. No obstante, el grado final de envejecimiento (y, por lo tanto, de la resistencia) es menor cuanto mayor es la temperatura de curado.

Siguiendo la práctica propugnada por la mayoría de las normas y códigos nacionales e internacionales de hormigón, otras variables mecánicas tales como la resistencia a tracción o el módulo elástico pueden relacionarse con la resistencia a compresión y, por tanto, con el grado de envejecimiento, de la forma

$$f^{+}(\kappa) = \kappa^{2/3} f_{\infty}^{+} \quad \text{y} \quad E(\kappa) = \lambda_E(\kappa) E_{\infty} = \kappa^{1/2} E_{\infty} \quad (7)$$

donde f_{∞}^{+} y E_{∞} son valores finales, esto es, cuando la hidratación ha finalizado.

Existe evidencia experimental¹⁰ de la evolución de la resistencia a tracción y del módulo de elasticidad consistente con los valores 2/3 y 1/2 de los respectivos exponentes propuestos en el presente modelo de envejecimiento. Para confirmar que estos valores pueden ser utilizados también en HCR son necesarios más resultados experimentales.

Teoría de la microtensión y solidificación

El modelo reológico que se utiliza para representar el comportamiento mecánico del hormigón a largo plazo consiste en una cadena viscoelástica que puede describirse en función del módulo elástico E_i y la viscosidad η^i de cada uno de los $i = 1, \dots, N$ elementos de Maxwell. Además, es útil considerar como propiedades el módulo elástico E_i y el tiempo de relajación de los amortiguadores $\tau^i = \eta^i/E^i$ como parámetros alternativos para caracterizar

la cadena. Es conveniente tomar $\tau^1 = \infty$ de tal manera que E^1 pueda considerarse como el módulo elástico asintótico del hormigón.

En el marco de los modelos de envejecimiento éste representaría a un modelo con módulos elásticos y viscosímetros que varían independientemente. Sin embargo, es usual restringir el modelo a la consideración de módulos elásticos y viscosímetros que varían de forma proporcional. A continuación se supone que durante el proceso de envejecimiento los módulos elásticos varían proporcionalmente a la función de envejecimiento $E^i(\kappa) = \lambda_E(\kappa) E_\infty^i$ (donde E_∞^i son los valores al final del fraguado y $E_\infty = \sum_{i=1}^N E_\infty^i$) y que los tiempos de relajación τ^i permanecen constantes. La Figura 2 muestra la representación esquemática del modelo reológico propuesto para el comportamiento mecánico a largo plazo, en forma de cadena de Maxwell.

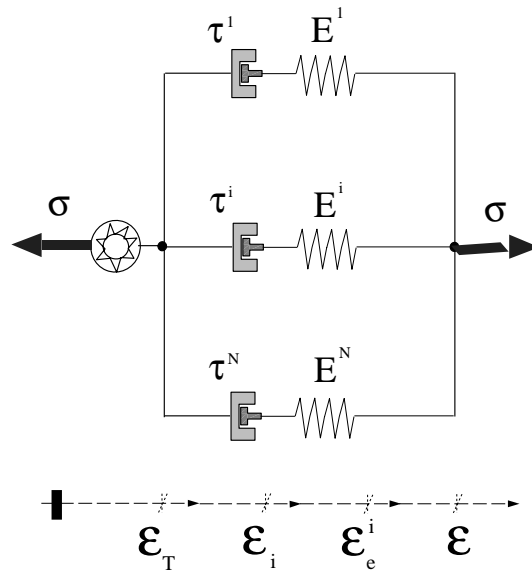


Figura 2. Modelo reológico para el comportamiento mecánico a largo plazo

Se ha demostrado¹¹ que esto es equivalente al modelo que resulta de la teoría de la solidificación¹², con una cadena de Maxwell sin envejecimiento como constituyente básico. La tensión total que actúa sobre la cadena de Maxwell se puede calcular como

$$\sigma = \sum_{i=1}^N \sigma^i \tag{8}$$

Eligiendo la tensión de cada elemento de Maxwell σ^i como variable interna, la ecuación diferencial de primer orden que gobierna su evolución es¹¹

$$\dot{\sigma}^i + \frac{\sigma^i}{\tau^i} = E^i(\kappa) \overline{D} \dot{\epsilon} \quad \text{for } i = 1, \dots, N \tag{9}$$

donde se utilizan entidades tensoriales como réplica de las variables escalares utilizadas en los modelos uniaxiales; ϵ es el tensor de deformaciones totales y $\overline{D} = (1/E)D$ es un tensor adimensional de cuarto orden, siendo D el tensor constitutivo elástico.

El modelo propuesto no puede considerarse como solución final para la representación del comportamiento a largo plazo del hormigón, porque mientras el proceso de hidratación puede considerarse completado transcurrido un año, la duración del fenómeno de fluencia

bajo carga mantenida disminuye de forma apreciable con la edad en el momento de la puesta en carga, incluso después de varios años. Esta evidencia experimental fue considerada en la teoría de la solidificación a través de un viscosímetro conectado en serie, cuya viscosidad se considera función del tiempo. En la referencia¹³ se propone un modelo físico en el que la viscosidad se calcula en función de la micro-tensión de tracción que existe entre las paredes de los microporos de los geles. La fluencia a largo plazo se supone que es debida al deslizamiento relativo entre las paredes de los microporos.

Se define μ como una variable que puede considerarse como el valor normalizado de la micro-tensión. Si los efectos de la humedad no se tienen en cuenta (fluencia básica) la evolución de la micro-tensión normalizada puede definirse como $\mu(t) = 1/(1 + c_{\mu 0} t)$, donde $c_{\mu 0}$ es una propiedad del material. Se define el tiempo de relajación del término de fluencia como¹³

$$\mu(t) = \frac{1}{1 + c_{\mu 0} t} \quad (10)$$

donde $\tau_{\mu 0}$ es una propiedad del material. Nótese que a medida que avanza el tiempo, la micro-tensión decrece, por lo que el valor de la viscosidad aumenta y la influencia del término relacionado con el flujo a largo plazo decrece. Eventualmente, la micro-tensión desaparece, con lo que la viscosidad tiende a infinito y las deformaciones viscosas debidas a este efecto desaparecen.

De esta manera, la ec. (9) debe modificarse para incluir los efectos no lineales del término de fluencia agregado

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}}^i + \left(\frac{1}{\tau^i} + \frac{1}{\tau_\mu} \right) \boldsymbol{\sigma}^i = E^i(\kappa) \overline{\mathbf{D}} \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} \quad \text{para } i = 1, \dots, N \quad (11)$$

Alternativamente, puede elegirse la deformación viscosa de cada elemento de Maxwell como variable interna $\boldsymbol{\varepsilon}^i$ en lugar de la tensión $\boldsymbol{\sigma}^i$. La relación entre ambas es

$$\boldsymbol{\sigma}^i = E^i(\kappa) \overline{\mathbf{D}} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^i) \quad (12)$$

Sustituyendo la ec. (12) en la ec. (11) se llega a una expresión de la evolución de las deformaciones viscosas de la forma

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}^i = \left(\frac{1}{\tau^i} + \frac{1}{\tau_\mu} + \frac{1}{\tau_a} \right) (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^i) \quad \text{para } i = 1, \dots, N \quad (13)$$

donde $\tau_a(\kappa) = \lambda_E / \dot{\lambda}_E$ representa el efecto del envejecimiento de los módulos elásticos.

Viscoelasticidad con envejecimiento y daño

Para completar el modelo numérico es necesario contemplar el acoplamiento entre el modelo viscoelástico recién descrito con el modelo de daño con envejecimiento presentado en la referencia 2, incluyendo además el necesario acoplamiento térmico.

La hipótesis fundamental consiste en que en lugar de la tensión total, la tensión que actúa en la cadena generalizada de Maxwell es la tensión efectiva, esto es, la tensión que actúa en la parte no dañada del material.

Se define la tensión efectiva y las deformaciones elásticas en cada elemento de la cadena de Maxwell como

$$\overline{\boldsymbol{\sigma}}^i(\boldsymbol{\varepsilon}_e^i, \kappa) = E^i(\kappa) \overline{\mathbf{D}} : \boldsymbol{\varepsilon}_e^i \quad \text{con} \quad \boldsymbol{\varepsilon}_e^i = \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}_T - \boldsymbol{\varepsilon}^i \quad (14)$$

Nótese que las deformaciones volumétricas térmicas $\boldsymbol{\varepsilon}_T = \alpha_T (T - T_{ref}) \mathbf{1}$ afectan a todos los elementos de la misma manera, pero las deformaciones viscosas $\boldsymbol{\varepsilon}^i$ son diferentes para

cada elemento de Maxwell. La temperatura de referencia T_{ref} puede tomarse igual a la temperatura alcanzada al final del proceso de fraguado, esto es, cuando el grado de hidratación alcanza el límite de percolación $\xi = \xi_{set}$ de tal manera que el material puede comenzar a considerarse como un sólido, comenzando así el proceso de carga debido a efectos térmicos.

Inspirado en el modelo de daño de Faria *et al.*,¹⁴ se define la partición del tensor de tensiones de cada elemento de la forma

$$\bar{\sigma}^{i+} = \langle \bar{\sigma}^i \rangle = \sum_{j=1}^3 \langle \bar{\sigma}_j^i \rangle \mathbf{p}_j^i \otimes \mathbf{p}_j^i \quad \text{y} \quad \bar{\sigma}^{i-} = \bar{\sigma}^i - \bar{\sigma}^{i+} \quad (15)$$

donde $\bar{\sigma}_j^i$ es la j -ésima tensión principal del tensor $\bar{\sigma}^i$, \mathbf{p}_j^i representa al vector unitario asociado con la respectiva dirección principal y el símbolo \otimes representa el producto tensorial. Los símbolos $\langle . \rangle$ son los paréntesis de Macaulay.

La ecuación constitutiva que relaciona la tensión con la deformación de cada elemento de Maxwell toma la forma

$$\begin{aligned} \sigma &= (1 - d^+) \sum_{i=1}^N \bar{\sigma}^{i+} + (1 - d^-) \sum_{i=1}^N \bar{\sigma}^{i-} = \\ &= (1 - d^+) \bar{\sigma}^+ + (1 - d^-) \bar{\sigma}^- \end{aligned} \quad (16)$$

donde se han introducido los índices de daño a tracción y compresión d^+ y d^- , respectivamente. Estos índices crecen según funciones monótonas de la correspondiente tensión efectiva de tracción y compresión, de tal manera que $0 \leq d^+(\bar{\sigma}^+)$, $d^-(\bar{\sigma}^-) \leq 1$.

Una descripción detallada del proceso seguido para la caracterización de la evolución de daño se puede encontrar en las referencias 2 y 14.

HORMIGONES CON ADICIÓN DE CENIZAS VOLANTES

Las cenizas volantes son un subproducto de la combustión de carbón en las centrales termoelectricas. Una de las principales razones para su utilización en presas es la importante disminución del calor de hidratación que provocan en hormigones en los que se sustituye un cierto porcentaje de cemento por cenizas volantes. Ahora bien, su efecto se manifiesta también en un lento desarrollo de sus propiedades mecánicas, resistencia y rigidez, así como en una mejora de su trabajabilidad a tempranas edades.

Hidratación

La principal característica de las cenizas volantes de bajo contenido en cal, las habitualmente utilizadas en España para la construcción de presas de hormigón compactado, es su elevada reactividad puzolánica, es decir, su capacidad para combinarse con el hidróxido cálcico generado por la reacción hidráulica del cemento para dar compuestos de hidratación estables en presencia de agua. Estos compuestos son básicamente los mismos que se obtienen en la reacción del cemento *puro*.

De este modo, en la reacción de hidratación de los hormigones con cenizas volantes se distinguen básicamente dos etapas: una primera en la que se produce la reacción hidráulica del cemento, viéndose esta retrasada por la presencia de cenizas que alteran la formación de núcleos y su posterior precipitación, y una segunda etapa en la que se produce la reacción puzolánica de las cenizas. Esta reacción se inicia entre uno y seis meses después del inicio de fraguado del hormigón y tiene lugar de manera muy lenta y progresiva, manteniéndose la reactividad de las cenizas hasta edades superiores a los dos años, siempre que haya una cantidad suficiente de hidróxido cálcico con el que combinarse, es decir, siempre que el contenido de cemento sea el adecuado.

Calor de hidratación

En los primeros días del fraguado, dado el carácter inerte de las cenizas volantes, se puede considerar que el calor de hidratación generado es proporcional al contenido de cemento de la mezcla.¹⁵ En la Figura 3 puede observarse como, a medida que aumenta el porcentaje de sustitución de cenizas volantes, disminuye proporcionalmente la temperatura máxima alcanzada. En esta figura, los puntos representan los valores experimentales obtenidos en un ensayo semi-adiabático y las líneas continuas representan las curvas obtenidas en la simulación de dicho ensayo utilizando el modelo descrito anteriormente.

Concluida esta primera etapa, se inicia la reacción puzolánica de las cenizas. Aunque esta segunda reacción es también exotérmica y mantiene el carácter termoactivado de la reacción hidráulica del cemento, el calor generado por la misma se desprende de una manera muy lenta y progresiva, siendo prácticamente imposible de medir con los termómetros habitualmente utilizados en laboratorio. Por esta razón, existe una cierta dificultad para la utilización del modelo termo-químico-mecánico anteriormente presentado en hormigones con elevado grado de adición de cenizas volantes, pues no es clara la identificación de la generación de calor con el grado de avance de la reacción.

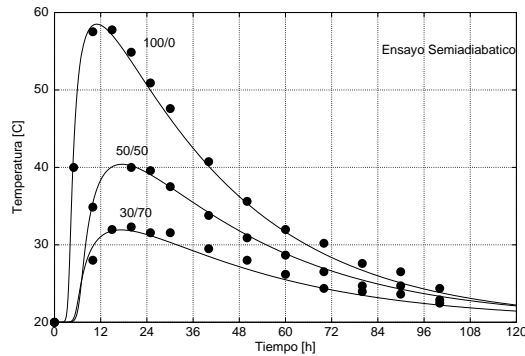


Figura 3. Calor de hidratación para diversos porcentajes de sustitución de cenizas volantes¹⁶

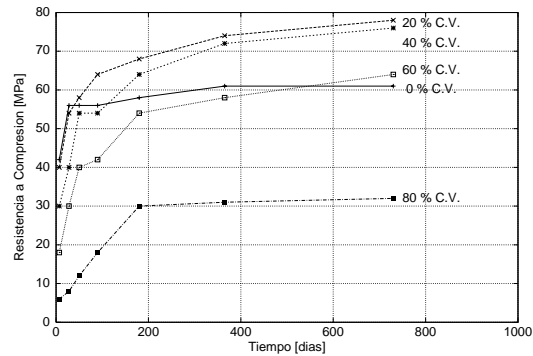


Figura 4. Influencia del contenido de cenizas volantes en la resistencia a compresión¹⁷

Envejecimiento

Durante la primera etapa de hidratación del cemento, la resistencia a compresión de los hormigones con cenizas volantes es inferior que la de los hormigones convencionales, debido al carácter inerte de las cenizas. Además, este carácter inerte provoca un exceso de agua de amasado de la mezcla, y por tanto, una mayor porosidad, lo que se manifiesta en una mayor permeabilidad. Afortunadamente, la mejor graduación del tamaño de grano en las mezclas con adiciones permite utilizar relaciones agua-cemento menores que en los hormigones sin adiciones, lo cual ayuda a disminuir este efecto indeseable.

A partir del inicio de la reacción puzolánica comienza la acción colmatante de las cenizas volantes, produciéndose una precipitación de hidrato de silicato cálcico, con la consiguiente disminución de la porosidad. De este modo, se incrementan las resistencias mecánicas, disminuye la permeabilidad y aumenta la densidad. La evolución de estas propiedades se produce de forma muy lenta, a medida que avanza la reacción puzolánica. Como se puede ver en la Figura 4, para hormigones con porcentajes de sustitución de hasta un 60 % de cenizas, se sigue ganando resistencia transcurridos periodos superiores a los dos años, aunque muy lentamente. Para un hormigón con una sustitución del 80 %, el bajo porcentaje de cemento hace que rápidamente se consuma todo el hidróxido cálcico, por lo que la resistencia obtenida es más baja que para el hormigón sin sustituciones. Para el resto de porcentajes de sustitución, las resistencias últimas son similares a la del hormigón sin sustituciones e incluso superiores para adiciones entre el 20 y 40 %.

Por estas razones, la consideración explícita de la contribución de las cenizas volantes en la resistencia última del hormigón es, hoy por hoy, un objetivo complejo, pues depende de fenómenos químicos y físicos poco conocidos y que, además, interactúan entre sí.

CALIBRACIÓN

A continuación se comparan los datos experimentales obtenidos para una serie de hormigones convencionales con los resultados obtenidos a partir del modelo termo-químico-mecánico anteriormente descrito. Igualmente, se muestran los resultados de la calibración del modelo para el hormigón, utilizado en la construcción de la presa de Rialb, con un alto contenido de cenizas volantes.

Hormigones con cemento portland

Los ensayos experimentales que se han utilizado para la calibración del modelo numérico se realizaron en la McGill University (Montreal, Canadá)¹⁸. Las muestras ensayadas eran cilindros de 100 x 200 mm, fabricados en moldes especiales de plástico, diseñados para permitir el desmoldeo a muy tempranas edades sin perturbar el hormigón. En la citada referencia se dan detalles sobre la composición y las propiedades de los hormigones utilizados. Nos referiremos en lo que sigue a dos mezclas: un hormigón portland convencional, denominado C-30, y un hormigón de alta resistencia, denominado C-100. La denominación se refiere a la resistencia aproximada a los 28 días en MPa. C-30 es un hormigón convencional sin adición de superplastificante, mientras que C-100 es una mezcla con un 9 % de microsílíce y una alta dosis de superplastificante. La Tabla I presenta los valores numéricos de las propiedades que se han usado en las simulaciones numéricas de los correspondientes ensayos. Nótese que en todos los casos se han usado los mismos valores para simular los ensayos realizados en condiciones de curado adiabáticas e isotérmicas. Con esto se pretende demostrar la capacidad del modelo para simular adecuadamente la influencia de la temperatura en los fenómenos de hidratación y envejecimiento.

Propiedades	C-30	C-100	HC2
w/c	0,50	0,25	0,40
s/c	0,00	0,09	0,00
$f/(f+c)$	0,00	0,00	0,65
C [10^6 J/m ³ °C]	2,07	2,43	2,44
k_T [10^3 J/m hs °C]	5,21	6,42	7,10
T_0 [°C]	21,0	21,0	21,0
ξ_∞	0,75	0,55	0,69
$k_\xi/\eta_{\xi 0}$ [10^7 1/hs]	0,14	0,415	7,00
$\bar{\eta}$	7,00	7,20	10,50
$A_{\xi 0}/k_\xi$	10^{-4}	10^{-18}	10^{-4}
E_a/R [10^3 °K]	4,00	4,00	5,00
Q_ξ [10^8 J/m ³]	1,58	2,85	0,70
ξ_{set}	0,20	0,20	0,30
A_f	1,50	3,42	3,47
B_f	0,23	-0,23	-0,76
f_∞^- [MPa]	34,5	109,0	40,0
T_T [°C]	100,0	100,0	100,0
T_{ref} [°C]	20,0	20,0	20,0
n_T	0,42	0,00	0,00
E_∞ [GPa]	29,6	46,4	23,0

Tabla I. Propiedades utilizadas en las simulaciones numéricas

Las Figuras 5 y 6 muestran la comparación obtenida entre los resultados experimentales y la correspondiente simulación numérica para los dos hormigones, respectivamente. En todos los gráficos, los puntos representan los datos experimentales y las líneas continuas los resultados obtenidos utilizando el modelo propuesto.

La Figura 5a muestra la evolución del aumento de la temperatura durante las primeras 36 horas para un proceso de curado en condiciones adiabáticas. Desafortunadamente, no se pueden considerar como correctos los resultados experimentales más allá de las primeras 24 horas, ya que presentan un cierto descenso de la temperatura, incompatible con las supuestas condiciones adiabáticas del experimento, especialmente cuando se miden ganancias sustantivas de resistencia a compresión hasta el séptimo día. A pesar de este hecho, achacable a pérdidas de calor por conducción en el dispositivo experimental, el acuerdo general es satisfactorio.

La Figura 5b muestra la evolución de la resistencia a compresión en función del grado de hidratación, en condiciones adiabáticas. Los valores “experimentales” del grado de hidratación se obtienen a partir de la curva de evolución de la temperatura, supuesta válida la relación lineal ec. (2), según el procedimiento descrito en la referencia 3.

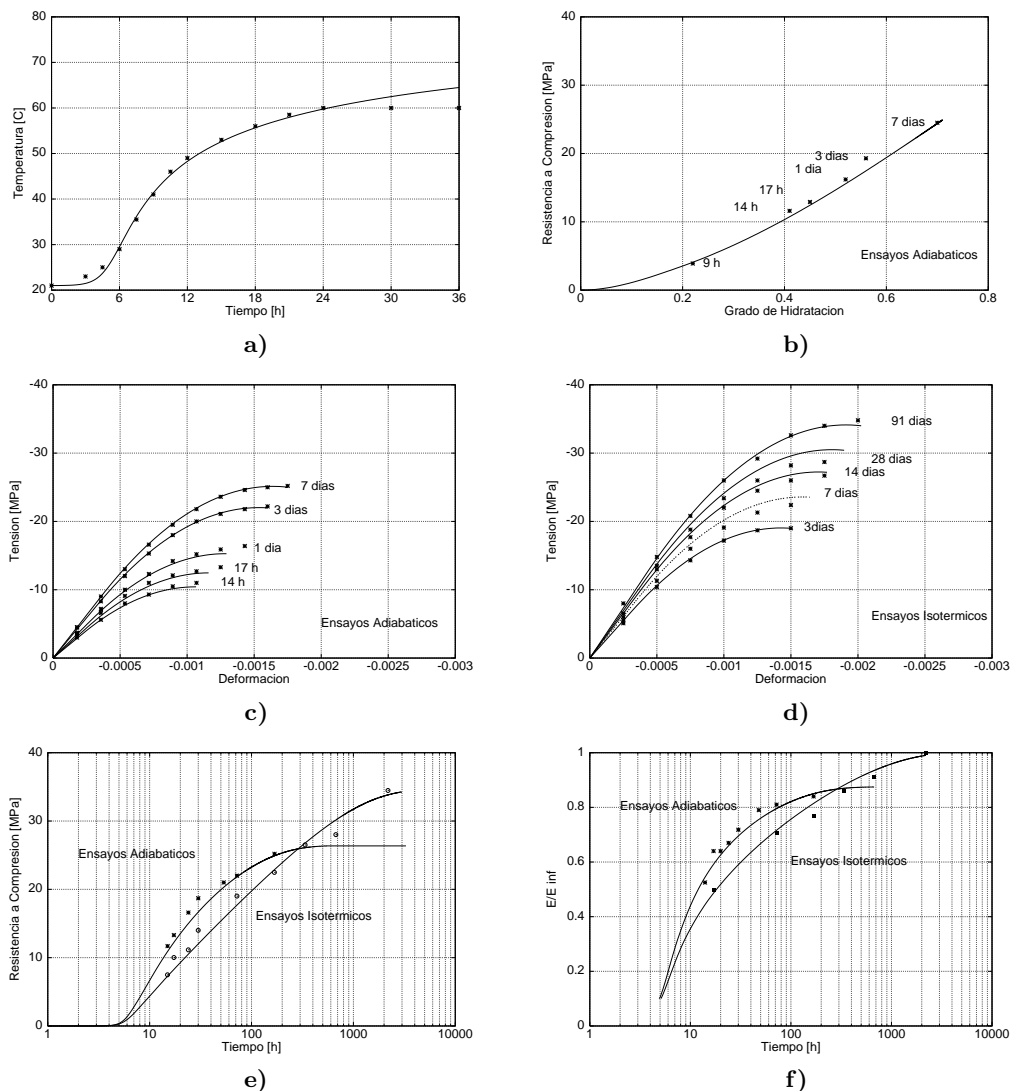


Figura 5. Resultados para el hormigón C-30

La Figura 5c muestra curvas tensión–deformación para ensayos uniaxiales de compresión, realizados a diferentes edades (14 horas, 17 horas, 1, 3 y 7 días) sobre el hormigón curado en condiciones adiabáticas. A su vez, la Figura 5d muestra curvas análogas para ensayos uniaxiales de compresión, realizados a diferentes edades (3, 7, 14, 28 y 91 días) sobre el hormigón curado en condiciones isotérmicas. El acuerdo entre los resultados experimentales y los numéricos es notorio, tanto en cuanto a la evolución de la resistencia y del módulo elástico (modelo de hidratación y envejecimiento) como en la parte no lineal de curvas (modelo de degradación).

Las Figuras 5e y 5f presentan la comparación entre las curvas de evolución de la resistencia a compresión y del módulo elástico, obtenidas en condiciones de curados adiabáticos e isotérmicas. Puede observarse como el modelo tiene en cuenta el carácter termoactivado de la reacción de hidratación, pues en un ensayo adiabático, donde se alcanzan elevadas temperaturas, la resistencia a compresión y el módulo elástico crecen más rápidamente que para un curado en condiciones isotérmicas. Igualmente, el modelo tiene en cuenta la influencia de la temperatura de curado en los valores últimos alcanzados. Puede observarse como para un curado en condiciones adiabáticas tanto la resistencia última como el módulo elástico son inferiores a los obtenidos en condiciones isotérmicas. En todos los casos se obtiene un acuerdo notable entre el modelo y los resultados experimentales.

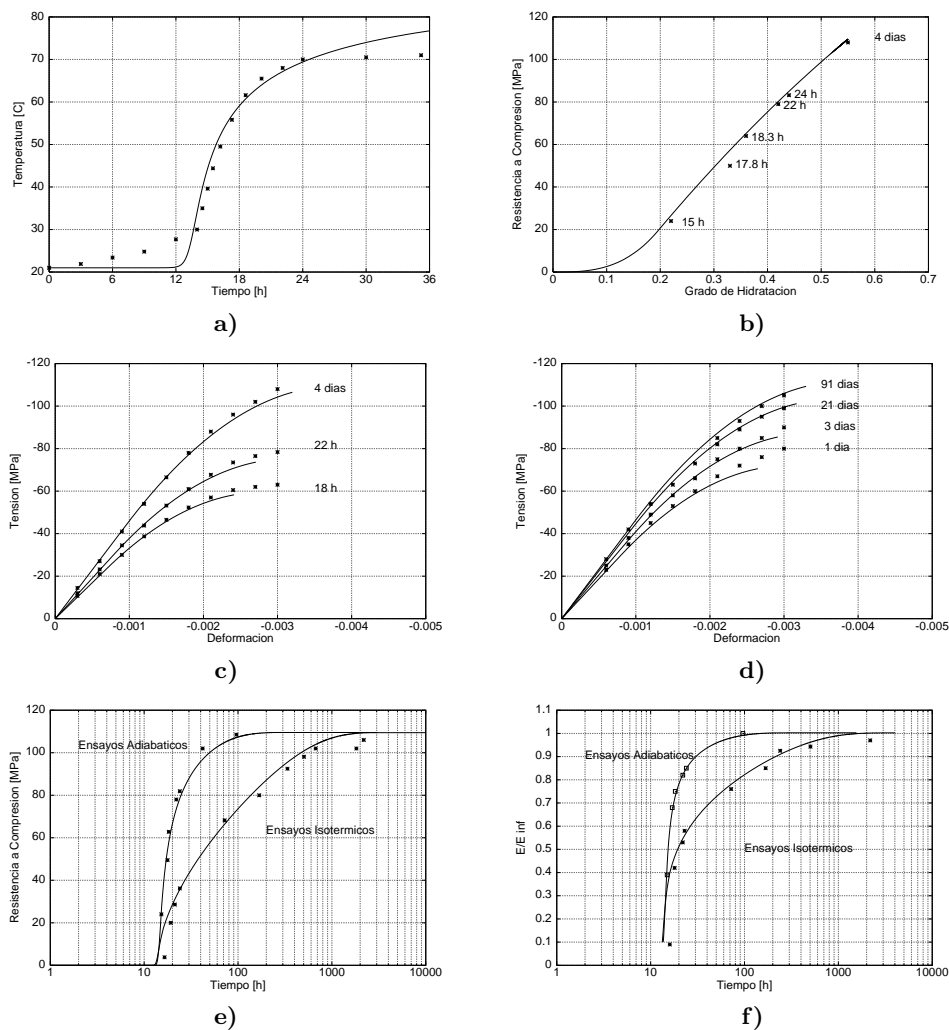


Figura 6. Resultados para el hormigón C-100

La Figura 6 muestra análogos resultados para el hormigón C-100. Globalmente se consigue un buen acuerdo entre los resultados experimentales y los obtenidos por el modelo. Nótese como el modelo es capaz de reproducir el retardo en la hidratación debido a las altas dosis de superplastificante utilizadas en esta mezcla.

Hormigones con cenizas volantes

Se presentan a continuación los resultados de la calibración del modelo para el hormigón utilizado en la construcción de la presa de Rialb, con un contenido de cenizas volantes del 65 %.¹⁹

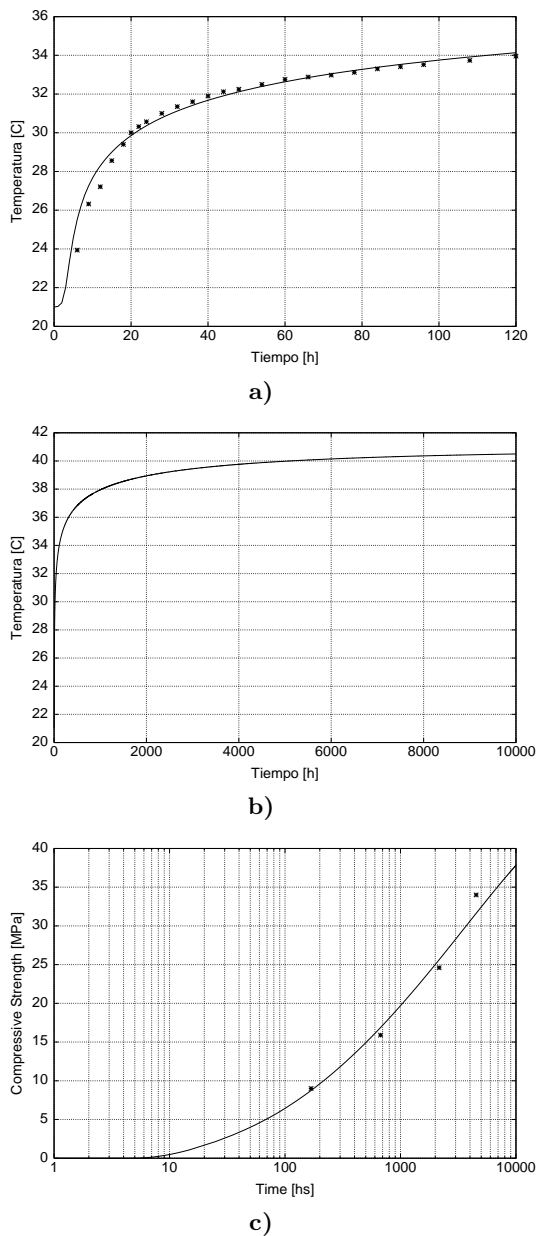


Figura 7. Resultados para el hormigón HC2: (a) evolución a corto plazo de las temperaturas en condiciones adiabáticas, (b) evolución a largo plazo de las temperaturas en condiciones adiabáticas y (c) evolución de la resistencia en condiciones isotérmicas

La Figura 7a muestra la evolución de la temperatura en condiciones adiabáticas. Aunque sólo se dispone de datos experimentales²⁰ para los 5 primeros días (120 horas), el alto contenido de cenizas volantes provoca que la resistencia a compresión se desarrolle de forma lenta y gradual, en un periodo superior a los 180 días (Figura 7c). Por tanto, la reacción de hidratación sigue activa durante un largo periodo de tiempo después de iniciado el fraguado, por lo que se ha ajustado la curva de evolución de temperaturas, Figura 7b, suponiendo un incremento de temperatura de 19,79 °C para un periodo de tiempo superior a un año. Se observa en esta figura como la generación de calor prevista por el modelo es muy lenta a partir de las 1.000 horas (unos 40 días) coincidiendo con el inicio de la reacción puzolánica.

Del mismo modo, se ha considerado una resistencia última de 40 MPa, frente a los 34 MPa que se obtienen a los 180 días, pues para un hormigón con un 65 % de cenizas volantes la resistencia última se alcanza en torno a dos años en condiciones isotérmicas. Este 15 % de aumento es un tanto conservador, pues en hormigones similares se han llegado a medir resistencias de hasta 48 MPa, como en el caso de la presa de Upper Stillwater,²¹ para una mezcla con unos 40 kg/m³ más de contenido en pasta. De cualquier forma, debe tenerse en cuenta la gran variabilidad de la reactividad de las cenizas volantes según su procedencia.

CONCLUSIONES

El presente trabajo describe un modelo termo-químico-mecánico que tiene en cuenta las principales características observadas en el comportamiento del hormigón a tempranas edades. El modelo es capaz de reproducir los fenómenos de hidratación, envejecimiento, fisuración y fluencia del hormigón. El procedimiento presentado es capaz de predecir correctamente la evolución en el tiempo del grado de hidratación y el calor liberado durante la reacción de hidratación del cemento. Se propone el grado de envejecimiento, concepto nuevo que reemplaza al grado de hidratación y la madurez como variable que controla el proceso de endurecimiento y envejecimiento del hormigón. La evolución de la resistencia a tracción y compresión y el módulo elástico se predicen en función de este grado de envejecimiento. En cuanto a los hormigones con cenizas volantes, estos se caracterizan por su reactividad puzolánica, lo que provoca un lento desarrollo de sus propiedades mecánicas. La baja generación de calor debida a la reacción puzolánica dificulta la identificación del avance de la reacción con la generación de calor.

REFERENCIAS

- 1 M. Cervera, J. Oliver y T. Prato, "A thermo-chemo-mechanical model for concrete. I: Hydration and aging", *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **125**, N° 9, pp. 1018–1027, (1999).
- 2 M. Cervera, J. Oliver y T. Prato, "A thermo-chemo-mechanical model for concrete. II: Damage and creep", *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **125**, N° 9, pp. 1028–1039, (1999).
- 3 M. Cervera, J. Oliver y T. Prato. *Un modelo termo-químico-mecánico de hormigón a tempranas edades. Aplicación a la construcción de presas de HCR*, Monografía CIMNE N° 51, (1999).
- 4 S.J. Pantazopoulo y R.H. Mills, "Microstructural aspects of the mechanical response of plain concrete", *ACI Materials Journal*, Vol. **92**, N° 6, pp. 605–616, (1995).
- 5 H.W. Reinhardt, J. Blaauwendraad y J. Jongedijk, "Temperature development in concrete structures taking account of state dependent properties", *Proc. Int. Conf. of Concrete at Early Ages*, (1982).
- 6 F.S. Rostassy, A. Gustsch y M. Laube, "Creep and relaxation of concrete at early ages-experiments and mathematical modelling", *Proc. 5th. Int. RILEM Symp. on Creep and Shrinkage of Concrete*, H. Mang, N. Bicanic y R. de Borst, (Eds.), pp. 453–458, E & FN Spon, (1993).

- 7 J.M. Torrenti, I. Guénot, P. Laplante, P. Acker y F. de Larrand, “Numerical simulation of temperatures and stresses in concrete at early ages”, *Proc. Int. Conf. on Computational Modelling of Concrete Structures*, Z.P. Bažant y I. Carol, (Eds.), pp. 559–568, Pineridge Press, Swansea, Wales, (1994).
- 8 G. de Schutter y L. Taerwe, “General hydration model for portland cement and blast furnace slag cement”, *Cement and Concrete Research*, Vol. **25**, N° 3, pp. 593–604, (1995).
- 9 F.J. Ulm y O. Coussy, “Strength growth as chemo–plastic hardening in early age concrete”, *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **122**, N° 12, pp. 1123–1132, (1996).
- 10 G. de Schutter y L. Taerwe, “Degree of hydration based description of mechanical properties of early age concrete”, *Materials and Structures*, Vol. **29**, pp. 335–344, (1996).
- 11 I. Carol y Z.P. Bažant, “Viscoelasticity with aging caused by solidification of nonaging constituent”, *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **119**, N° 11, pp. 2252–2269, (1993).
- 12 Z.P. Bažant y S. Prasannan, “Solidification theory for concrete creep. I: Formulation”, *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **115**, N° 8, pp. 1691–1703, (1989).
- 13 Z.P. Bažant, A.B. Huggard, S. Prasannan y F.J. Ulm, “Microprestress–solidification theory for concrete creep. I: Aging and drying effects”, *J. Engng. Mech., ASCE*, Vol. **123**, N° 11, pp. 1188–1194, (1997).
- 14 R. Faria, J. Oliver y M. Cervera, “A strain-based plastic viscous-damage model for massive concrete structures”, *Int. J. Solids and Structures*, Vol. **35**, N° 14, pp. 1533–1558, (1998).
- 15 R. Novo, J. Diez-Cascón, F. Gutiérrez-Solana y J.A. Polanco, “Conglomerantes de baja energía”, *Curso sobre Hormigón Compactado con Rodillo en presas*, Madrid Instituto Español del Cemento y sus Aplicaciones, (Ed.), pp. 43–56, Fundación Agustín de Bethencourt, Dirección General de Obras Hidráulicas, (1986).
- 16 M.I. Sánchez-Rojas, M.P. Luxán, M. Frias y N. Garcia, “The influence of different additions on portland cement hydration heat”, *Cement and Concrete Research*, Vol. **23**, pp. 46–54, (1993).
- 17 J.A. Polanco, J. Diez-Cascón, L. H. Santaella y R. Garcia-Arriba, “Characterization of blended portland conglomerates”, *Proceedings of the International Symposium on Roller Compacted Concrete Dams*, IECA y CNEGP (Eds.), Vol. **1: Materials, Planning and Design**, pp. 261–276, Santander, España, (1995).
- 18 A. A. Khan, W. D. Cook y D. Mitchell, “Early age compressive stress-strain properties of low-medium, and high-strength concretes”, *ACI Materials Journal*, Vol. **92**, N° 6, pp. 617–624, (1995).
- 19 J. García-Soriano, *Análisis termo-mecánico de presas de hormigón compactado. Aplicación a la presa de Rialb*, Tesina de Especialidad, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de Barcelona, (2000).
- 20 F. Hijós y F. Moreno, “A study of roller compacted concrete for the Rialb Dam”, *Proceedings of the International Symposium on Roller Compacted Concrete Dams*, Vol **2: “Construction, behaviour and rehabilitation”**, IECA y CNEGP (Eds.), Santander, España, (1995).
- 21 A.T. Richardson. “Performance of Upper Stillwater Dam”, *Proceedings of ASCE Speciality Conference on Roller Compacted Concrete III*, K.D. Hansen y F.G. McLean (Eds.), pp. 148–161, San Diego, USA, (1991).