

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO TERMICO A EDADES TEMPRANAS DE VIGAS DE GRANDES DIMENSIONES

Analía Gastón^{a,b}, Rita Abalone^{a,c}, María D. Crespo^{a,d}

^a*Facultad de Ciencias Exactas Ingeniería y Agrimensura. UNR.
Av. Pellegrini 250. (2000) Rosario,*

^b*CIC - Consejo de Investigaciones. UNR*

^c*Instituto de Física Rosario (FCEIA-CONICET-UNRosario), 27 de Febrero 210 bis,
2000 Rosario, Argentina*

^d*Departamento de Estructuras, Escuela de Ingeniería Civil*

analiag@fceia.unr.edu.ar; rabalone@fceia.unr.edu.ar; mcrespo@fceia.unr.edu.ar

Palabras clave: Hormigón a tempranas edades, calor de hidratación, simulación numérica.

Resumen. La utilización de hormigones de alta resistencia con un alto contenido de cemento hace al hormigón muy proclive a fisurar tanto a edades tempranas como a edades maduras, por efectos térmicos producidos durante la hidratación del cemento.

Por un lado, el proceso de hidratación del cemento produce tanto el aumento de la resistencia y rigidez del hormigón como calor y deformaciones (térmicas y retracción autógena). En los casos en que estos cambios volumétricos están restringidos, inducen tensiones que pueden provocar la fisuración. Por el otro, las temperaturas altas y prolongadas a edades tempranas traen aparejadas una patología consistente en la formación tardía de etringuita, que conduce a una expansión del hormigón endurecido, induciendo la fisuración a edades maduras.

Por estas dos razones, es importante el estudio de la evolución de la temperatura del hormigón a edades tempranas. La misma resulta del balance entre el calor generado por la hidratación del cemento y el intercambio de calor por convección y radiación con el exterior, siendo muy dependiente de las condiciones ambientales.

En este trabajo se simula la evolución del campo de temperatura a edades tempranas en dos vigas de hormigón armado de grandes dimensiones ensayadas en el marco del programa CEOS (Comportement et Evaluation des Ouvrages Speciaux). Se comparan los resultados numéricos con los experimentales obtenidos a partir de modelos en 2D, en los que se incluyen distintos mecanismos de intercambio de energía con el medio ambiente: convección, radiación solar incidente e intercambio radiativo con el ambiente.

1 INTRODUCCION

Basándose en ensayos llevados a cabo por CEOS.fr (<http://www.ceosfr.org/>), se llevó a cabo un benchmark internacional para estudiar el comportamiento de cuatro modelos a escala real (ConCrack, <http://www.concrack.org/>) y evaluar la capacidad predictiva de los modelos para describir el proceso de fisuración de estructuras de hormigón armado.

De cada uno de los ensayos realizados los organizadores proporcionaron datos sobre los materiales utilizados, las condiciones ambientales y el programa de carga.

Dos de los ensayos se realizaron sobre vigas de hormigón armado de grandes dimensiones, cargadas a flexión después de haberse producido la retracción, en la viga denominada RL1 sin restricción y en la otra denominada RG8 restringida. Para poder simular el proceso de fisuración de las vigas mientras estaban siendo cargadas, es necesario estimar las tensiones producidas por las temperaturas generadas por el calor de hidratación del cemento y la retracción autógena.

En este trabajo se presenta la simulación de la evolución de las temperaturas de las vigas a edades tempranas. Para realizar la caracterización térmica del hormigón utilizado, se contó con su dosificación, la composición química del cemento y un ensayo adiabático, el que, por cuestiones operativas, comenzó a las tres horas de hormigonada la viga.

Para tener en cuenta las condiciones de borde se conocía el espesor y conductividad térmica del encofrado y la temperatura ambiente registrada en la estación meteorológica más cercana. Para la viga RG8 se contaba además con los datos de radiación solar.

Dado que las longitudes de las vigas son mucho mayores que las dimensiones de la sección transversal, se despreciaron los efectos de borde por lo que se realizó un análisis en 2D.

A continuación se presentan las características de las vigas ensayadas, la descripción del modelo y de los parámetros utilizados junto con los resultados obtenidos.

2 CARACTERÍSTICAS DE LAS VIGAS ENSAYADAS

La viga RL1 medía 6.10 m de largo, 1.60 m de ancho y 0.8 m de altura (Figura 1). Las caras laterales e inferior de la viga fueron encofradas con encofrado de madera de 2 cm de espesor, el que fue retirado de las caras laterales a los dos días de hormigonado.



Figura 1: Vista de la viga RL1

La viga RG8 estaba compuesta por una parte central que medía 5.1 m de largo, 0.5 m de ancho y 0.8 m de altura y dos bloques masivos (0.9 m de largo, 2.2 m de ancho y 0.9 m de altura), conectados mediante tirantes de acero, los que restringían la deformación de la viga (Figura 2). Las caras de la viga fueron encofradas y aisladas térmicamente con encofrado de madera de 2 cm de espesor y poliestireno de 4 cm de espesor. El encofrado y la aislación de

las caras laterales y superior fueron retirados a los dos días de hormigonada la viga.

Ambas vigas se colocaron sobre tirantes de madera hasta el momento en que fueron llevadas al banco de prueba.

El hormigón utilizado era del tipo C50/60 de acuerdo al reglamento Eurocode (2002), es decir, de 50 MPa de resistencia característica a los 28 días. En la Tabla 1 se lista la dosificación del hormigón.



Figura 2: Vista de la viga RG8

Material	Proporción	Características
Cemento	400 kg/m ³	CEM I 52.5N
Agua	185 kg/m ³	
Arena 0/4	785 kg/m ³	
Grava 4/20	980 kg/m ³	
Superplastificante	5.4 kg/m ³	Axim 4019

Tabla 1: Dosificación del hormigón

3 DESCRIPCIÓN DEL MODELO. ECUACIONES QUE GOBIERNAN EL PROBLEMA

El campo de temperaturas en el interior de la viga se puede hallar resolviendo el balance de energía con las condiciones iniciales en el dominio Ω , junto con las condiciones de borde en el contorno Γ .

3.1 Balance de energía

Si se acepta la validez de la ley de Fourier, el balance de energía está dado por:

$$\rho c T - \dot{Q} - k \nabla \cdot (\nabla T) = 0 \quad (1)$$

donde T es la temperatura en [°C], ρ es la densidad en [kg/m³], c el calor específico en [J/(kg °C)], \dot{Q} es la velocidad de generación de calor por unidad de volumen en [W/m³] y k la conductividad térmica en [W/(m °C)], la que se considera igual en ambas direcciones.

La cantidad de calor liberado hasta el instante t se expresa como:

$$Q(t) = \alpha(t) Q^{m\acute{a}x} \quad (2)$$

donde $Q^{m\acute{a}x}$ es el calor potencial del cemento correspondiente a una hidratación completa en [J], y $\alpha(t)$ el grado de hidratación del hormigón en el instante t [adimensional].

El calor potencial se calcula como la suma de los calores liberados por cada una de las fases reactivas Q_i del cemento en [J/kg] en el hipotético caso de hidratación completa:

$$Q^{m\acute{a}x} = C \sum m_i \cdot Q_i \quad (3)$$

donde C es el contenido de cemento en [kg/m³] y m_i es el contenido normalizado de cada fase reactiva [adimensional]. Las fases reactivas se calculan a partir del procedimiento propuesto por [Bogue \(1947\)](#) en función de los porcentajes de los diferentes óxidos en la composición química del cemento.

Para modelar el grado de hidratación se debe conocer el calor liberado por el hormigón en un ensayo adiabático, el que se calcula como:

$$\alpha(t) = \frac{Q(t)}{Q^{m\acute{a}x}} = \frac{\Delta T_{ad} \cdot \rho \cdot c}{Q^{m\acute{a}x}} \quad (4)$$

donde ΔT_{ad} es el incremento de temperaturas adiabáticas en [°C].

En este trabajo el grado de hidratación se expresa en función de la edad equivalente, la que se define como el tiempo durante el cual debería haberse curado el hormigón a una temperatura de 20 °C para alcanzar la misma madurez que el hormigón que sufre la historia de curado real y se calcula según la expresión de [Freisleben Hansen y Pedersen \(1977\)](#):

$$t_e = \int_0^t e^{\frac{E_a}{R} \left(\frac{1}{293} - \frac{1}{273+T(t)} \right)} dt \quad (5)$$

donde E_a es la energía aparente de activación de la hidratación del cemento y R es la constante universal de los gases.

La energía aparente de activación E_a en [J/mol] se calcula a partir de la expresión propuesta por [Schindler \(2004\)](#):

$$E_a = 22100 p_{C_3A}^{0.30} p_{C_4AF}^{0.25} Blaine^{0.35} \quad (6)$$

donde p_{C_3A} y p_{C_4AF} son los porcentajes de aluminato tricálcico y ferrito aluminato tetracálcico en relación al contenido total de cemento y Blaine es la superficie específica del cemento en [m²/kg].

El desarrollo del grado de hidratación (obtenido a partir de ensayos adiabáticos) se puede ajustar con el modelo de tres parámetros de [Freisleben-Hansen y Pedersen \(1985\)](#):

$$\alpha(t_e) = \alpha_u \cdot e^{-\left[\frac{\tau}{t_e} \right]^\beta} \quad (7)$$

donde τ es la constante de tiempo característico en [h], β el parámetro de forma y α_u el grado de hidratación último.

Cuando no se dispone de resultados de ensayos adiabáticos, [Schindler \(2005\)](#) propuso obtener los parámetros del modelo de Freisleben-Hansen y Pedersen en función de la relación agua/cemento (a/c), de la superficie específica (Blaine) y de los porcentajes de las fases reactivas del cemento:

$$\begin{aligned}\tau &= 66.78 p_{C_3A}^{-0.154} p_{C_3S}^{-0.401} Blaine^{-0.804} p_{SO_3}^{-0.758} \\ \beta &= 181.4 p_{C_3A}^{0.146} p_{C_3S}^{0.227} Blaine^{-0.535} p_{SO_3}^{0.558} \\ \alpha_u &= \frac{1.031 \cdot a/c}{0.195 + a/c}\end{aligned}\quad (8)$$

3.2 Condiciones de contorno e iniciales

El intercambio de energía con el medio ambiente en la cara superior y las laterales de la viga se expresa mediante la ecuación:

$$q_n = h(T_{ext} - T) - \alpha_{solar} G_{solar} + \sigma \varepsilon_{cielo} (T^4 - T_{cielo}^4) \quad (9)$$

que considera la pérdida por convección (ley de enfriamiento de Newton), radiación solar incidente e intercambio radiativo con la atmósfera. En la cara inferior sólo se considera el intercambio por convección.

En el primer término de la Ec. (9) q_n es el flujo de calor normal al borde de la estructura en $[W/m^2]$, h es el coeficiente global de transferencia térmica en $[W/(m^2 \text{ } ^\circ C)]$ y T_{ext} es la temperatura ambiente en $[^\circ C]$.

El segundo término representa la radiación solar incidente, teniendo en cuenta la posición geográfica (latitud y longitud), la orientación de la superficie sobre la que incide y la hora del día.

El tercer término representa el intercambio de energía por radiación con la atmósfera; ε_{cielo} es la emisividad efectiva de la atmósfera que puede expresarse en función de la presión parcial del vapor de agua P_{H_2O} en [Pa] y la presión atmosférica P_{atm} en [Pa] y T_{cielo} en $[^\circ C]$ es la temperatura efectiva de la atmósfera que se define en función de la temperatura exterior (Mills, 1995):

$$T_{cielo} = \varepsilon_{cielo}^{1/4} T_{ext} \quad (10)$$

$$\varepsilon_{cielo} = 0.55 + 1.8 \left(\frac{P_{H_2O}}{P_{atm}} \right)^{1/2} \quad (11)$$

La presión parcial de vapor de agua P_{H_2O} se evalúa a partir de la humedad relativa Hr y de la presión de saturación del agua P_{sat} en [Pa], correspondiente a la temperatura exterior mediante la expresión (Keey, 1975):

$$P_{H_2O} = Hr P_{sat}(T_{ext}) = Hr \exp \left(54.12 - \frac{6547.1}{(T_{ext} + 273.15)} - 4.23 \log(T_{ext} + 273.15) \right) \quad (12)$$

Las condiciones iniciales están dadas por la distribución inicial de temperatura en el hormigón:

$$T(x, y, t_0) = T_0(x, y) \quad (13)$$

3.3 Cálculo de la radiación solar incidente

La radiación solar sobre una superficie inclinada I_β , despreciando la radiación reflejada por los alrededores, se calcula en función de la radiación solar directa I_b y difusa I_d sobre la superficie horizontal, todas en $[\text{W}/\text{m}^2]$, mediante (Duffie y Beckman, 2006):

$$I_\beta = I_b R_b + I_d \left(\frac{1 + \cos \beta}{2} \right) \quad (14)$$

$$R_b = \frac{\cos \theta}{\cos \theta_z} \quad (15)$$

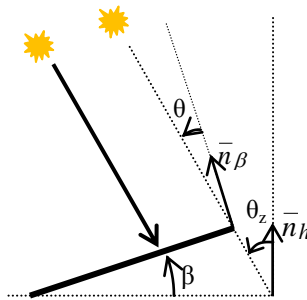


Figura 3: Orientación relativa de la superficie y la radiación solar incidente

donde β es la pendiente de la superficie inclinada; R_b , factor geométrico, es la relación entre la radiación directa sobre la superficie horizontal y sobre la superficie inclinada; θ_z y θ son los ángulos entre la dirección del Sol y la normal al lugar \bar{n}_h y la normal a la superficie inclinada \bar{n}_β , respectivamente (Figura 3). Estos ángulos dependen de la ubicación geográfica del lugar (latitud y longitud), de la pendiente y del ángulo azimutal de la superficie inclinada así como de la posición del Sol durante el día.

La radiación solar directa I_b y difusa I_d sobre la superficie horizontal pueden estimarse a partir de la radiación solar extraterrestre I_0 en $[\text{W}/\text{m}^2]$ y de los valores medidos de la irradiación solar total I_{med} sobre el plano horizontal según las siguientes expresiones:

$$k_T = \frac{I_{med}}{I_0} \quad (16)$$

$$k_{dif} = \begin{cases} 1.0 - 0.09 k_T & k_T \leq 0.22 \\ 0.9511 - 0.1604 k_T + 4.388 k_T^2 - 16.638 k_T^3 + 12.336 k_T^4 & 0.22 < k_T \leq 0.80 \\ 0.165 & k_T > 0.80 \end{cases} \quad (17)$$

$$I_d = k_{dif} I_{med} \quad I_b = I_{med} - I_d \quad (18)$$

La radiación solar extraterrestre sobre una superficie horizontal es:

$$I_0 = I_{SC} E_0 \cos \theta_z \quad (19)$$

$$E_0 = 1 + 0.33 \cos \left(\frac{2\pi}{365} d_n \right) \quad (20)$$

donde $I_{SC} = 1367 \text{ W/m}^2$ es la constante solar, energía del Sol por unidad de tiempo recibida en un área unitaria perpendicular a la dirección de propagación de la radiación a la distancia media Tierra-Sol, fuera de la atmósfera terrestre; E_0 es el factor de corrección debido a la excentricidad de la órbita terrestre; d_n en [d], es el número del día del año considerando $d_n=1$ para el 1 de enero.

3.4 Cálculo del coeficiente global de transferencia de calor por convección

El coeficiente de transferencia térmica global se calcula teniendo en cuenta la pérdida de energía por conducción a través del encofrado y aislante térmico y la convección al medio ambiente. En forma genérica se tiene (Mills, 1995):

$$h = \frac{1}{A_{ref} R_T} \quad (21)$$

$$R_T = \frac{1}{A_{ref} h_{libre}} + R_{cond}^e \quad ; \quad R_{i\,cond} = \frac{e_i}{A_i k_i} \quad (22)$$

donde R_{cond}^e es la resistencia equivalente por conducción, que se calcula mediante el circuito térmico equivalente. $R_{i\,cond}$ es la resistencia por conducción de la i -ésima capa, e_i , k_i , A_i , su espesor, conductividad térmica y área de transferencia, respectivamente.

El coeficiente de transferencia de calor por convección h_{libre} se calcula en función de la velocidad del viento v en [m/seg] (Duffie y Beckman, 2006):

$$h_{libre} = 5.6 + 3.95 v \quad v < 5 \text{ m/seg} \quad (23)$$

4 IMPLEMENTACIÓN DEL MODELO EN COMSOL MULTIPHYSICS Y SU SOLUCIÓN NUMÉRICA

4.1 Solución numérica

El modelo matemático fue implementado en COMSOL Multiphysics 4.2a y resuelto numéricamente mediante el Método de los Elementos Finitos. En particular para el cálculo del tiempo equivalente t_e que depende de la temperatura local $T(x,t)$ se implementó la forma diferencial de la ecuación (5), acoplada a la ecuación (1), de la forma:

$$\frac{\partial t_e}{\partial t} = \beta_T \quad (24)$$

El cálculo se realizó empleando Backward Difference Formula (BDF) para la integración temporal con un paso de 0.25 h. Se emplearon elementos cuadráticos y un esquema de integración de cuatro puntos de Gauss. Para la resolución del problema no lineal la matriz Jacobiana se actualizó en cada paso de tiempo.

El sistema de ecuaciones resultante se resuelve mediante el método UMFPACK (*unsymmetrical multifrontal method and direct sparse LU factorization*). El dominio se discretizó con una malla rectangular estructurada de 40x20 elementos para la viga RL1 y de 20x32 elementos para la viga RG8.

4.2 Calor de hidratación. Parámetros del modelo

El desarrollo del grado de hidratación se determinó en base a las temperaturas medidas en

el ensayo adiabático (Ec. (4)), transformando los tiempos del ensayo en edades equivalentes de acuerdo a la Ec. (5). El grado de hidratación último obtenido fue de 0.61, valor muy bajo para hormigones con una relación agua/cemento como el utilizado en este caso (0.46), lo que se puede deber al hecho de que el ensayo adiabático comenzara 3 horas después del instante de hormigonado, ya que parte del calor de hidratación puede haberse perdido al ambiente.

Por esta razón, el grado de hidratación fue modelado según Freiesleben-Hansen y Pedersen (1985), con los parámetros propuestos por Schindler (2005) (Ec. (8)), obteniendo los valores $\alpha_u=0.73$, $\tau=13h$ y $\beta=0.7$. Estos parámetros fueron modificados levemente para ajustar mejor las temperaturas medidas en la viga RL1 ($\alpha_u=0.73$, $\tau=26h$ y $\beta=1.1$). En la Figura 4 se representan gráficamente los desarrollos del grado de hidratación obtenidos en base a los resultados del ensayo adiabático y con el modelo de Freieleben y Hansen.

Los parámetros utilizados en el modelo se listan en la Tabla 2.

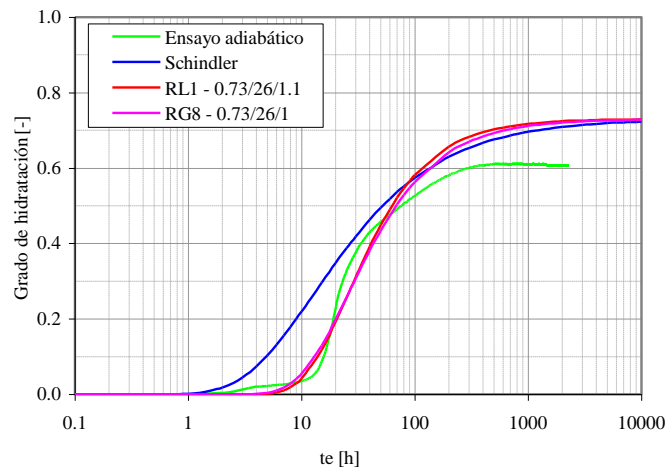


Figura 4: Desarrollo del grado de hidratación

Propiedad		Unidad	Valor	Fuente
Contenido cemento	C	kg/m^3	400	ConCrack
Densidad	ρ	kg/m^3	2 410	
Calor específico	c	$\text{J}/(\text{kg } ^\circ\text{C})$	900	
Superficie específica Blaine del cemento		cm^2/g	4 154	
Fases reactivas del cemento	C_3S	%	57.55	Bogue (1947)
	C_2S	%	15.88	
	C_3A	%	7.70	
	C_4AF	%	7.12	
Calor de hidratación máximo	$Q^{m\acute{a}x}$	kJ/kg	480	Kraub <i>et al.</i> (2001)
		kJ/m^3	192 000	
Energía de activación	Ea	J/mol	43 650	Schindler (2004)
Grado de hidratación	α_u	[adimensional]	0.73	Schindler (2005) Freisleben-Hansen y Pedersen (1985)
	τ	h	26	
	β	[adimensional]	1.1	
Conductividad térmica	k	$\text{W}/(\text{m } ^\circ\text{C})$	2.5	van Breugel (1998)

Tabla 2: Parámetros utilizados en el modelo

4.3 Condiciones de borde e iniciales

Viga RL1

La Figura 5 muestra la sección transversal de la viga RL1 (1.60x0.80 m²) junto con el encofrado de madera y los circuitos térmicos equivalentes para calcular los coeficientes globales de transferencia de calor mediante las ecuaciones (21), (22) y (23). Se consideró una velocidad de viento de 1.4 m/seg en la cara superior y las laterales y de 1.0 m/seg en la cara inferior. La conductividad térmica del encofrado se consideró $k_{madera} = 0.13 \text{ W/(m } ^\circ\text{C)}$. En la Figura 6a se muestra la variación de los coeficientes globales de transferencia de calor considerados. La temperatura inicial del hormigón se tomó igual a 21 °C.

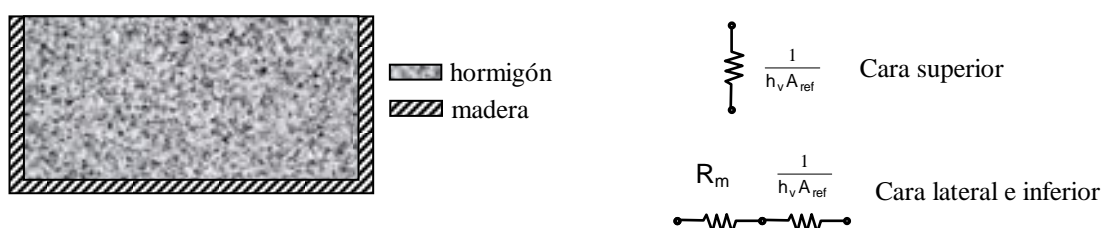
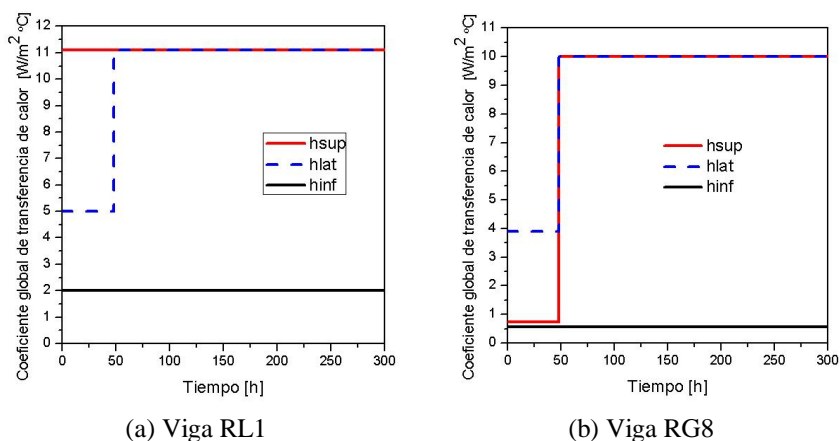


Figura 5: Sección transversal de la viga RL1 y detalle de los circuitos térmicos equivalentes



(a) Viga RL1

(b) Viga RG8

Figura 6: Coeficientes globales de transferencia de calor

Viga RG8

En la Figura 7 se presentan los detalles del encofrado y aislación de la viga RG8 (0.50x0.80 m²); en la parte (a) los materiales utilizados y en la parte (b) el detalle de la aislación lateral en la que pueden observarse los puentes térmicos debido a los rigidizadores de aluminio de la aislación.

El circuito térmico equivalente para determinar el coeficiente total de transferencia de calor para las caras superior e inferior (A_{ref} de 1 m²) y el correspondiente a las caras laterales se ilustran en la Figura 8. En este último caso, se consideró que los refuerzos de aluminio están orientados verticalmente y se definió el área de referencia lateral A_{lat} de 0.15x0.80 m².

Para la cara inferior se empleó un valor de 1 W/(m²°C) para el coeficiente de transferencia de calor por convección h_{libre} mientras que para la cara superior y las laterales se evaluaron para una velocidad del viento v constante de 1.4 m/s (Ec. (23)).

Los coeficientes globales de transferencia de calor para las caras superior e inferior se calcularon mediante la expresión:

$$h = \frac{1}{R_t A_{ref}} = \frac{1}{\left(R_w + R_p + \frac{1}{h_v A_{ref}} \right) A_{ref}}; \quad R_i = \frac{e_i}{A_i k_i} \tag{25}$$

resultando igual a 0.56 W/(m²°C) para la cara inferior y 0.75 W/(m²°C) para la superior.

El coeficiente total de transferencia para las caras laterales se evaluó mediante la expresión:

$$h_{lat} = \frac{1}{R_t A_{ref}} = \frac{1}{\left(R_w + R_{eq} + \frac{1}{h_v A_{lat}} \right) A_{lat}} = \frac{1}{\left(R_w + \frac{R_A R_p}{R_A + R_p} + \frac{1}{h_v A_{lat}} \right) A_{lat}} \tag{26}$$

resultando igual a 3.9 W/(m²°C).

En la **Tabla 3** se listan la conductividad térmica y espesores de los materiales empleados. La temperatura inicial del hormigón se tomó igual a 18 °C.

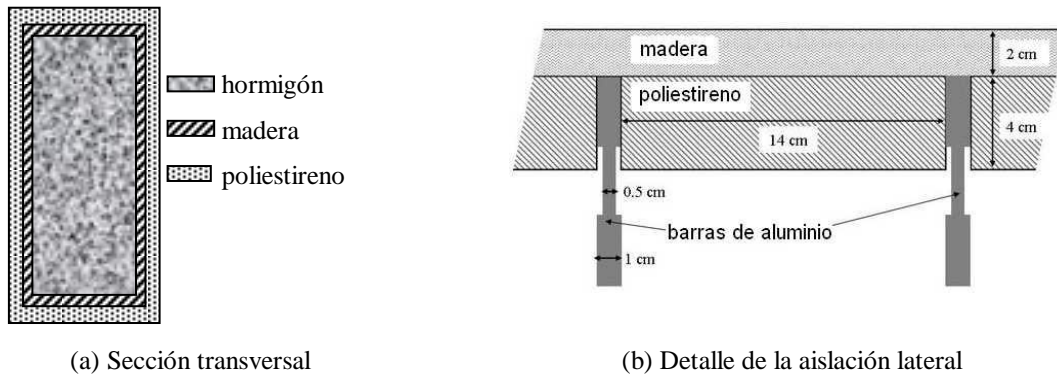


Figura 7: Detalle del encofrado y aislación de la viga RG8



Figura 8: Circuitos térmicos equivalentes para el encofrado y aislación de la viga RG8

Cara superior e inferior	Encofrado	Aislación	Puente térmico
Material	Madera	Poliestireno	-
Espesor	2 cm	4 cm	-
Conductividad	0.13 W/(m °C)	0.036 W/(m °C)	-
Cara lateral	Encofrado	Aislación	Puente térmico
Material	Madera	Poliestireno	Aluminio
Espesor	2 cm	4 cm	1cm
Conductividad	0.13 W/(m °C)	0.036 W/(m °C)	237 W/(m °C)

Tabla 3: Propiedades térmicas del hormigón

4.4 Radiación solar incidente. Orientación de las vigas RL1 y RG8

En el problema planteado, las superficies verticales tienen una pendiente $\beta=\pi/2$ (Ec. (14)). En la Figura 9 se muestra la orientación de la viga RG8 con los ángulos azimutales de cada superficie, medidos desde el Sur, positivos hacia el Oeste. Para la viga RL1 se consideró la misma orientación.

Se adoptó un valor de la emitancia del hormigón de 0.8 en el rango infrarrojo y una absorbancia de la radiación solar de 0.75.

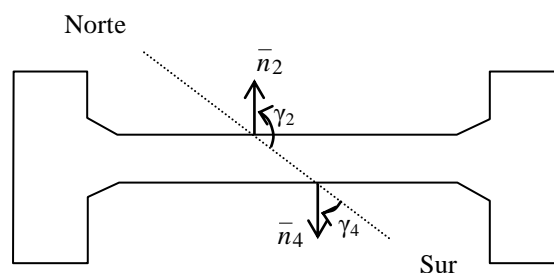


Figura 9: Orientación de la viga RG8

4.5 Datos climáticos disponibles para la simulación

En el caso de la viga RL1 sólo se contó con los datos de temperatura ambiente, por lo que se tomó una emisividad de cielo constante de 0.74. La irradiancia solar global sobre una superficie horizontal fue calculada en base al modelo C (Iqbal, 1983) de transferencia radiativa de la atmósfera, utilizando parámetros atmosféricos estándares para la zona considerada.

En el caso de la viga RG8 se dispuso de valores medidos de la temperatura ambiente, la radiación sobre una superficie horizontal y la humedad relativa ambiente (Figura 10) medidos en la estación meteorológica más cercana (aeropuerto de Orly).

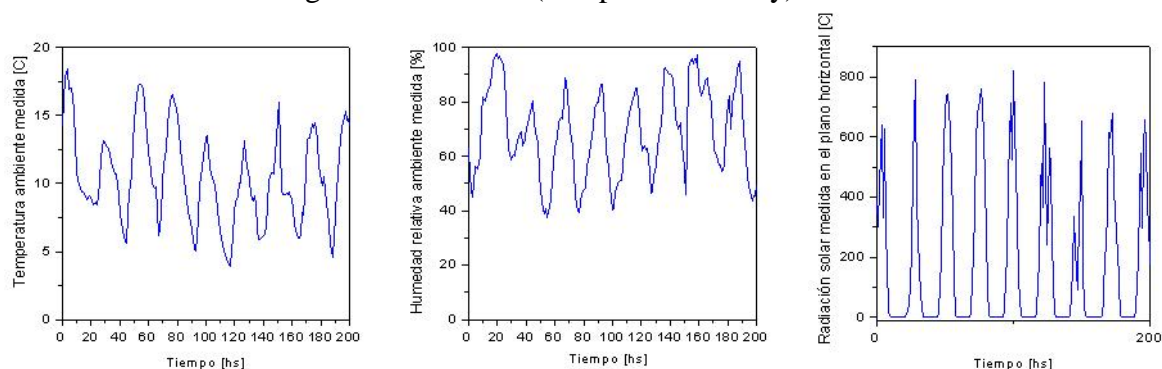


Figura 10: Datos climáticos para la simulación de la viga RG8

5 RESULTADOS

En la Figura 11a se representan gráficamente las temperaturas medidas en tres termopares ubicados en la sección central de la viga RL1, TSL a 0.117 m, TC a 0.322 m y TSU a 0.527 m de la superficie inferior y se comparan con las obtenidas en dos simulaciones. La curva azul se obtuvo sin incluir los efectos de la radiación solar ni la pérdida por radiación al medio ambiente (sin RS) y la curva roja incluyéndolos (con RS).

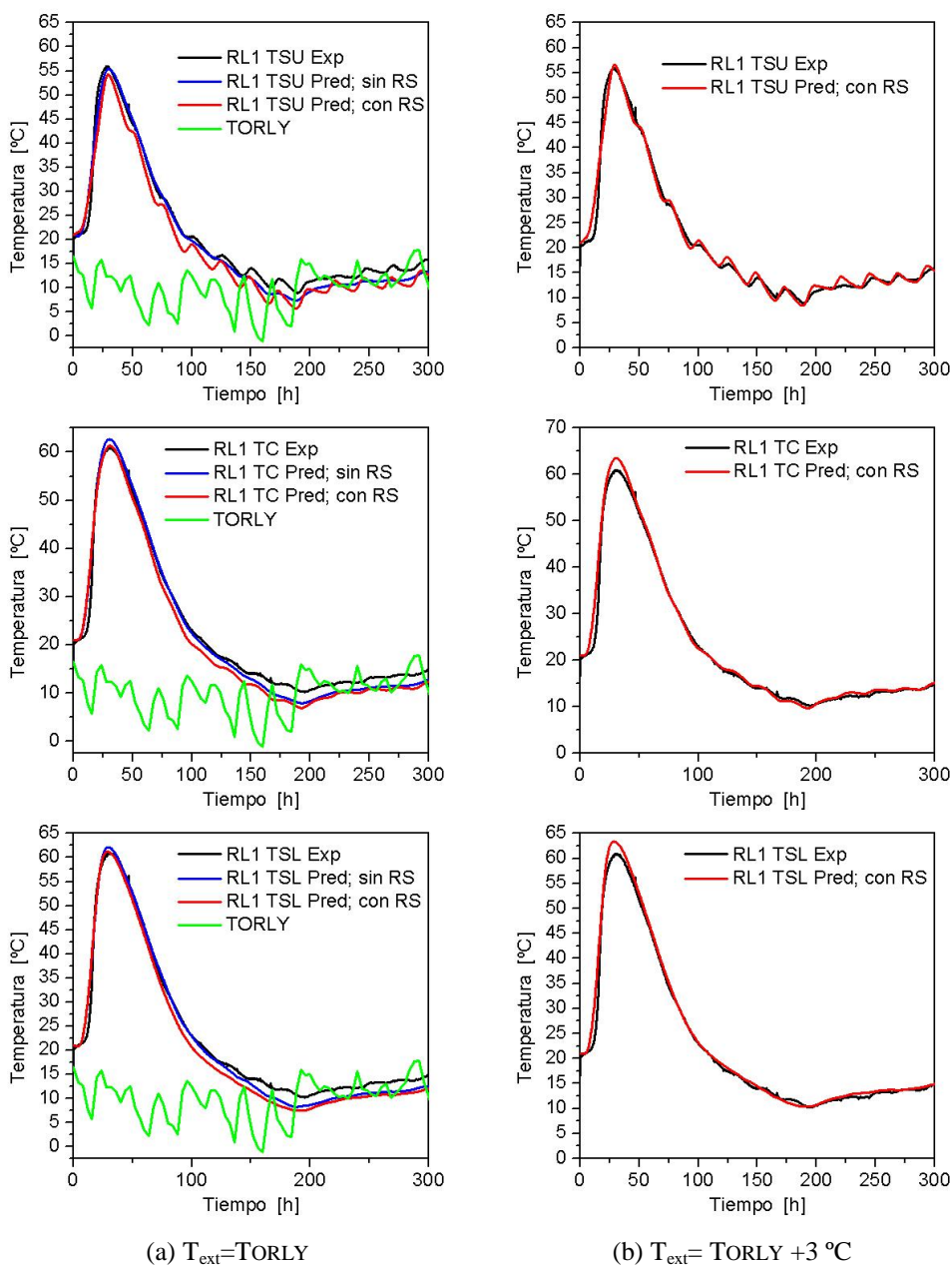


Figura 11: Comparación entre las temperaturas medidas y calculadas. Viga RL1

Durante las primeras horas, en que se produce el proceso de hidratación del cemento, las temperaturas aumentan bruscamente hasta alcanzar valores máximos del orden de los 60 °C y alrededor de las 40 horas (antes del retiro del encofrado) comienzan a descender. A partir de las 200 horas las temperaturas se estabilizan y comienzan a estar más influenciadas por la temperatura ambiente.

Las temperaturas predichas a partir de las 200 horas en ambas simulaciones resultan menores a las medidas, pero al incluir los efectos de la radiación es posible reproducir la dinámica observada experimentalmente, especialmente para las termocuplas superior (TSU) y central (TC), pero en el balance la radiación solar no alcanza a compensar la pérdida por radiación al medio ambiente. Por otro lado si sólo se incluye la radiación solar incidente, las temperaturas resultan siempre mayores a las medidas.

La pérdida por radiación a la atmósfera depende fuertemente de la temperatura T_{cielo} que es

directamente proporcional a la temperatura T_{ext} . Dado que los valores de la temperatura ambiente no fueron medidos in situ sino que corresponden a la estación meteorológica del aeropuerto de Orly, se realizó una nueva simulación considerando una corrección de la temperatura de +3 °C. Con esta corrección se obtiene un muy buen ajuste para las tres posiciones de las termocupas como se puede observar en la Figura 11b.

Los resultados para la viga RG8 se presentan en la Figura 12 en tres termocupas ubicadas en la sección central de la viga: TSU a 0.695 m, TC a 0.4 m y TSL a 0.06 m del borde inferior de la viga. En la parte (a) se comparan los resultados tomando la temperatura ambiente medida en el aeropuerto de Orly y en la parte (b) con una corrección de la temperatura ambiente en +3 °C.

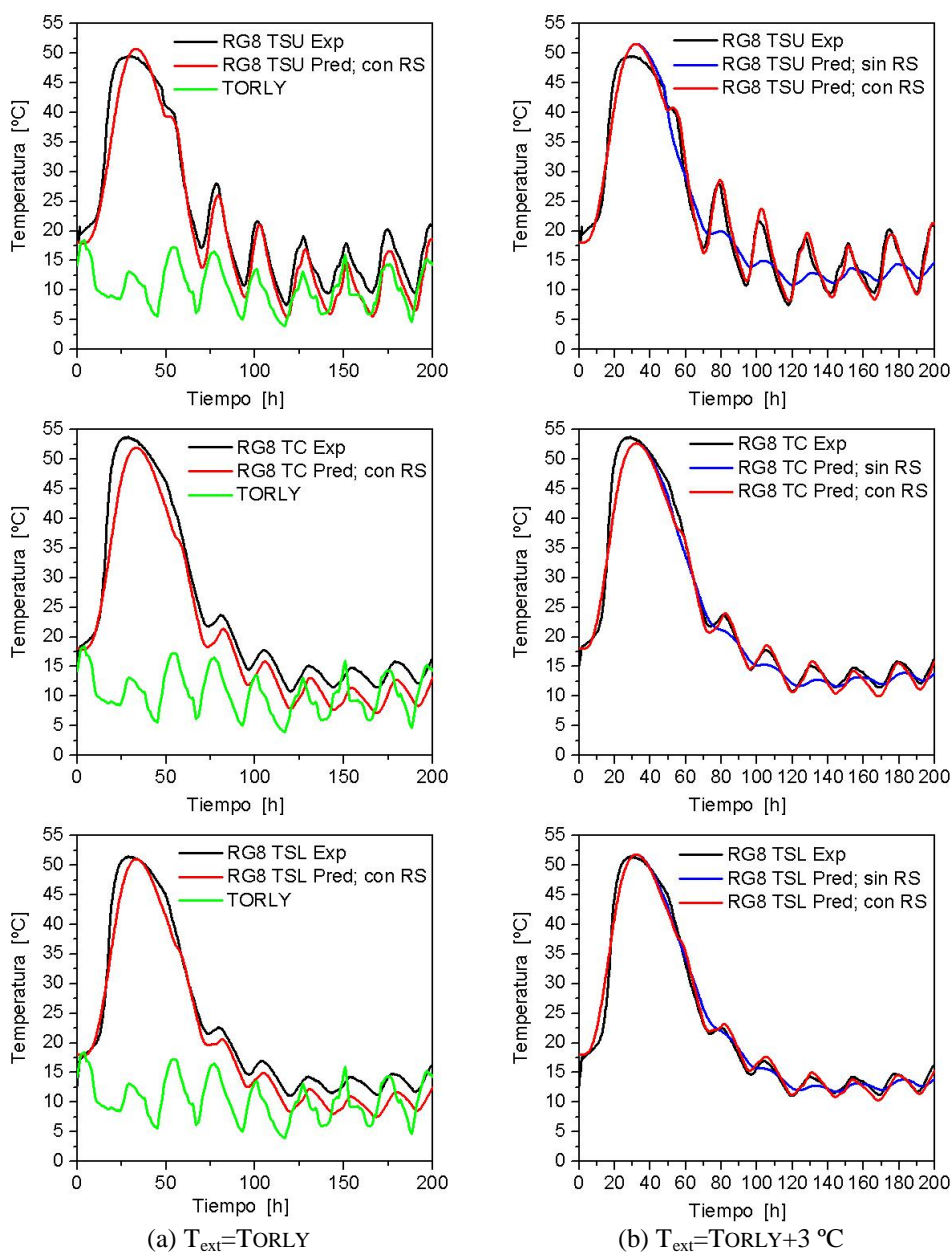


Figura 12: Comparación entre las temperaturas medidas y calculadas. Viga RG8

Como en el caso anterior, la inclusión de la radiación solar y la pérdida por radiación al medio ambiente permiten reproducir las fluctuaciones de la temperatura en respuesta a las

oscilaciones de las condiciones ambientales, aunque en la etapa posterior a las 48 horas, siempre las temperaturas calculadas resultan menores que las medidas. En este caso, debido a las dimensiones de la viga RG8, estas fluctuaciones se observan en las tres termocuplas. Nuevamente, la corrección en la temperatura ambiente, sumada a una pequeña modificación del parámetro β de la curva de desarrollo de calor, permitió un buen ajuste entre los valores medidos y predichos.

6 CONCLUSIONES

- El comportamiento a tempranas edades es muy dependiente de los parámetros involucrados en los modelos, especialmente en la definición del desarrollo del calor de hidratación del cemento y la temperatura ambiente considerada.
- La curva teórica (Schindler) fue elegida en la creencia, basada en la experiencia, que las primeras horas de hidratación son de fundamental importancia y no fueron medidas en el ensayo experimental.
- La curva teórica elegida para el desarrollo del grado de hidratación permitió una muy buena correlación entre los resultados numéricos y experimentales en términos de temperaturas.
- La inclusión en el balance térmico de las pérdidas por convección, radiación solar incidente e intercambio radiativo con la atmósfera permiten reproducir la dinámica observada experimentalmente en la temperatura de ambas vigas.
- Mediante una corrección de +3 °C de la temperatura ambiente con respecto a la temperaturas medidas en el aeropuerto de Orly, se obtiene un muy buen ajuste entre valores medidos y simulados en las tres posiciones de las termocuplas.
- Teniendo en cuenta que los ensayos de ambas vigas se realizaron en distintas estaciones, la viga RL1 en otoño (octubre-noviembre) y la viga RG8 en verano (julio), podría considerarse como una corrección sistemática de la temperatura ambiente debido a los efectos de la isla de calor propia de las zonas urbanas.

REFERENCIAS

- Bogue, R.H., *The Chemistry of Portland Cement*, Reinhold Publishing Co., New York, 1947.
Concrack benchmark: <http://www.concrack.org/>.
- Duffie, J. y Beckman, W., *Solar Engineering of Thermal Processes*, 3ª edición, John Wiley & Sons, 2006.
- Eurocode 2, *Design of Concrete Structures*, Part 1: General Rules and Rules for Buildings (EN 1992-1-1), Draft for Stage 49, 227 pp, 2002.
- Freiesleben-Hansen, P. y Pedersen, E.J., *Maturity Computer for Controlled Curing and Hardening of Concrete*, Nordisk Betong, V.1: 19-34, 1977.
- Freiesleben-Hansen, P. and Pedersen, E.J., *Curing of Concrete Structures*, Draft DEB – Guide to Durable Concrete Structures, Appendix 1, Comité Euro - International du Béton, Switzerland, 1985.
- Iqbal, M., *An introduction to solar radiation*, Academic Press, 1983.
- Kraub, M., Rostásy, F.S. and Gutsch A.-W, *Modelling of Degree of Hydration on Basis of Adiabatic Heat Release*, IPACS Report BE96-3843/2001:13-3, TU Lulea, 52pp, 2001.
- Key, R.B., *Drying Principles and Practice*, Pergamon Press, UK, 1975.
- Mills, A.F., *Transferencia de Calor*, Editorial Irwin, 1995.
- Schindler, A.K., *Effect of Temperature on the Hydration of Cementitious Materials*, *ACI Materials Journal*, 101(1):72-81, 2004.

- Schindler, A.K., Heat of Hydration Models for Cementitious Materials, *ACI Materials Journal*, 102(1): 24-33, 2005.
- van Breugel, K., Prediction of Temperature Development in Hardening Concrete, in *Prevention of Thermal Cracking in Concrete at Early Ages*. State-of-the-Art Report of RILEM Technical Committee 119, RILEM Report 15, edited by R. Springenschmid, E & FN Spon, 51-75, 1998.