

HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS SOMETIDO A TEMPERATURAS ELEVADAS

Gonzalo Ruano^a, Andrés Isla^a, Bibiana Luccioni^a

^a*Instituto de Estructuras, Universidad Nacional de Tucumán, Av. Independencia 1800, 4000 S.M. de Tucumán, Argentina, CONICET, Av. Rivadavia 1917, Cdad de Bs. As., www.herrera.unt.edu.ar/iest, gonzalo.ruano@gmail.com*

Palabras Clave: Hormigón reforzado con fibras, daño térmico, temperaturas elevadas, análisis termo-mecánico.

Resumen. La incorporación de fibras de acero al hormigón provoca mejoras en la respuesta del material, fundamentalmente en tracción. El principal mecanismo de trabajo de las fibras es su efecto de cosido de las fisuras que da lugar a un aumento de la ductilidad que depende del mecanismo de deslizamiento de las fibras respecto de la matriz de hormigón. Muchas veces se usa el hormigón reforzado con fibras (HRF) en aplicaciones en las que puede resultar expuesto a temperaturas elevadas, ya sea en condiciones de servicio como accidentales. Se ha observado que la adición de fibras de acero también mejora las propiedades mecánicas de hormigones expuestos a altas temperaturas.

A los efectos de verificar ese efecto beneficioso, en el presente trabajo se simula el comportamiento del HRF expuesto a altas temperaturas. Para modelar el material compuesto se utiliza una generalización de la teoría de mezclas extendida al campo térmico. Para la matriz de hormigón se utiliza un modelo termo-mecánico de plasticidad acoplada con daño térmico y para las fibras un modelo elastoplástico que simula la respuesta de arrancamiento de las fibras. Se tiene en cuenta la variación de la respuesta al arrancamiento de las fibras con la temperatura en forma indirecta, a través de la degradación de las propiedades mecánicas que experimenta la matriz de hormigón en la que están insertas en función de la temperatura máxima alcanzada.

En el trabajo se describe el modelo utilizado y se presentan ejemplos de aplicación en los que se reproducen ensayos de resistencia residual a flexión luego de exposición a altas temperaturas. La comparación de los resultados numéricos con los experimentales permite validar la herramienta numérica. Al igual que en los ensayos, se observa que el agregado de fibras de acero mejora la resistencia residual de los hormigones expuestos a altas temperaturas.

1 INTRODUCCIÓN

En los últimos años se ha difundido la tendencia a usar materiales cementicios con resistencias a compresión considerablemente mayores que la del hormigón convencional en estructuras, elementos estructurales o elementos de protección que van a estar sometidos a acciones extremas. El principal inconveniente de estos materiales es que resultan significativamente más frágiles que el hormigón. Una de las formas utilizadas para atenuar esta fragilidad es la adición de fibras a la mezcla. La incorporación de fibras de acero al hormigón produce mejoras en el comportamiento mecánico del material, fundamentalmente en tracción.

En algunos tipos de aplicaciones estructurales el hormigón puede estar sometido a temperaturas superiores a las consideradas normales, es decir mayores a 50°C (Bazant & Kaplan, 1996). Es el caso de las instalaciones industriales o bien en otro tipo de estructuras en situaciones accidentales como explosiones o incendios (Luccioni, et al., 2003). Cuando son expuestos a temperaturas elevadas, los hormigones de alta resistencia muestran mayor degradación que los hormigones normales, el deterioro de las propiedades mecánicas es más rápido (Zheng, et al., 2012)) y son más sensibles al spalling (Poon, et al., 2004) (Balázs & Lubl6y, 2012).

Las fibras de acero mejoran las propiedades residuales (Poon, et al., 2004) de hormigones expuestos a altas temperaturas (Lau & Anson, 2006) (Zheng, et al., 2013), siendo más notorio su aporte a la resistencia a tracción (Fike & Kodur, 2011) que en compresión (Pliya, et al., 2011).

El diseño de estructuras, elementos estructurales o refuerzos de estructuras con hormigón reforzado con fibras (HRF) para soportar temperaturas elevadas requiere disponer de modelos de cálculo apropiados. Los modelos constitutivos para el HRF pueden clasificarse de acuerdo a la escala en que están definidos en macro-modelos y meso-modelos. En los macro-modelos el comportamiento del material se representa mediante un único material con propiedades promedio. En los meso-modelos se modelan explícitamente la matriz de hormigón, las fibras y en algunos casos incluso la interfaz fibra/matriz (Ruano, et al., 2013). Un elemento importante en este tipo de modelos es definir la fuerza de cosido que ejercen las fibras uniendo las caras de las fisuras. En general se combinan con alguna teoría de homogeneización que permite obtener el comportamiento en la macroescala a partir del análisis en la mesoescala dando lugar a modelos multiescala. En el presente trabajo se utiliza la teoría de mezclas que es la manera más simple de modelar el HRF correspondiente a este último tipo de modelos. Se extiende un modelo mecánico previamente desarrollado para poder tener en cuenta los efectos térmicos.

Para modelar el material compuesto se utiliza teoría de mezclas tanto para el problema térmico como mecánico. Las fuerzas de cosido de las fibras son obtenidas a partir de la simulación numérica de ensayos de arrancamiento de fibras. La influencia de la temperatura en la respuesta al arrancamiento se tiene en cuenta indirectamente a través del efecto de la temperatura en las propiedades mecánicas de la matriz de las cuales depende la resistencia al arrancamiento.

2 MODELO TERMOMECAÁNICO PARA HRF

El HRF puede ser considerado como un material compuesto por una matriz de hormigón y fibras cortas con distintas orientaciones dispersas en el volumen que, como simplificación, se

orientan en tres direcciones ortogonales. En este trabajo se utiliza la teoría de mezclas de materiales ortótropos para obtener el comportamiento del hormigón con fibras de acero llevando cuenta de lo que ocurre en el hormigón y lo que ocurre en las fibras. En particular, se considera la ortotropía y el posible deslizamiento de las fibras de manera simplificada (Luccioni, et al., 2012). Para el tratamiento de la parte térmica se considera también una generalización de la teoría de mezclas.

2.1 Modelo constitutivo del hormigón

Para el hormigón se utiliza el modelo de daño plástico modificado (Luccioni & Rougier, 2005), (Luccioni, et al., 2003) que permite simular el comportamiento de materiales friccionales del tipo hormigón sometidos a temperatura y altos niveles de confinamiento.

Es un modelo que deriva de una generalización de la teoría clásica de la plasticidad (Oller, 1988); (Lubliner, et al., 1989); (Luccioni, et al., 1996) al que se le introduce una nueva variable interna, la variable de daño térmico, que representa una medida del deterioro que se observa en las propiedades mecánicas del hormigón sometido a temperaturas elevadas (Luccioni, et al., 2003). El modelo está basado en la hipótesis de la elasticidad desacoplada (Lubliner, 1972). La energía libre puede suponerse formada por dos partes independientes: una parte elástica y una parte plástica-daño térmico (Ulm, et al., 1999):

$$\Psi(\varepsilon_{ij}^e, \kappa^p, \xi, \theta) = \Psi^e(\varepsilon_{ij}^e, \xi, \theta) + \Psi^{qp}(\kappa^p, \xi, \theta) \quad (1)$$

donde Ψ es la densidad de energía libre por unidad de volumen, Ψ^e es la densidad de energía libre por unidad de volumen termo-elástica, Ψ^{qp} es la densidad de energía por unidad de volumen termo-dañada, $\varepsilon_{ij}^e = \varepsilon_{ij} - \varepsilon_{ij}^p$ es el tensor de deformaciones elásticas, ε_{ij} es el tensor de deformaciones, ε_{ij}^p es el tensor de deformaciones inelásticas o permanentes, κ^p es la variable de endurecimiento plástico isotrópico, θ una medida de la temperatura y ξ es la variable de daño térmico que representa una medida del deterioro producido por las altas temperaturas. La variable de daño térmico es una variable adimensional que teóricamente puede variar entre $\xi = 0$ cuando el material no presenta ninguna alteración por efecto de la temperatura y ξ_{max} cuando alcanza la máxima alteración. El caso extremo $\xi_{max} = 1$ correspondería a un material que ha perdido completamente la rigidez. En la práctica $\xi_{max} < 1$.

Para la densidad de energía libre termo-elástica se utiliza la expresión propuesta por (Stabler & Baker, 2000) para grandes variaciones de temperatura:

$$\Psi^e = \frac{1}{2} \varepsilon_{ij}^e C_{ijkl}^s(\xi) \varepsilon_{kl}^e - (\theta - \theta_0) \beta_{ij}(\xi) \varepsilon_{ij}^e + c_k(\xi) \left[\theta - \theta_0 - \theta \ln \left(\frac{\theta}{\theta_0} \right) \right] \quad (2)$$

donde:

$$C_{ijkl}^s(\xi) = \frac{\partial^2 \Psi^e(\xi)}{\partial \varepsilon_{ij}^e \partial \varepsilon_{kl}^e} \quad (3)$$

es el tensor de rigidez secante afectado por el proceso de daño térmico debido al proceso de deshidratación, caracterizado por la variación del módulo elástico y del coeficiente de Poisson como funciones del daño térmico, puede ser escrito como:

$$C_{ijkl}^s(d) = \frac{E(\xi)v(\xi)}{(1+v(\xi))(1-2v(\xi))} \delta_{ij}\delta_{kl} + \frac{E(\xi)}{2(1+v(\xi))} (\delta_{ik}\delta_{jl} + \delta_{il}\delta_{jk}) \quad (4)$$

donde $E(\xi)$ y $v(\xi)$ son el módulo elástico y el coeficiente de Poisson afectados por el proceso de daño térmico y pueden ser obtenidos experimentalmente.

$$\beta_{ij}(\xi) = -\frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta \partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl}^s(\xi) \alpha_{kl} \quad (5)$$

es el tensor de acoplamiento termo-elástico que representa la tensión por unidad de temperatura inducida por la dilatación térmica restringida.

α_{kl} representa el tensor de dilatación térmica que en el caso isótropo se escribe como $\alpha_{kl} = \alpha \delta_{kl}$.

c_k es el calor específico o cantidad de calor necesaria para elevar la temperatura en un grado y se define como (Stabler & Baker, 2000):

$$c_k = -\theta \frac{\partial^2 \Psi}{\partial \theta^2} \quad (6)$$

La parte inelástica de la energía libre puede escribirse como:

$$\Psi^{qp}(\kappa^p, \xi, \theta) = \Psi^p(\kappa^p, \xi) + \Psi^{q\theta}(\xi, \theta) \quad (7)$$

$$\Psi^p(\kappa^p, \xi) = \frac{1}{2} \kappa^p K(\xi) \kappa^p \quad (8)$$

donde $K(\xi)$ es la función de endurecimiento plástico que depende del daño térmico.

La disipación por unidad de volumen puede escribirse como:

$$\mathcal{E} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \eta \dot{\theta} - \dot{\Psi} - \frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \geq 0 \quad (9)$$

donde σ_{ij} es el tensor de tensiones, η la entropía específica por unidad de volumen, q_i el flujo de calor por conducción y x_i las coordenadas espaciales.

El cumplimiento de la desigualdad de Clausius Duhem se asegura si:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad (10)$$

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl}^s(\xi) \varepsilon_{kl}^e - (\theta - \theta_0) \beta_{ij} \quad (11)$$

La disipación mecánica debida a la plasticidad y al daño térmico está dada por:

$$\mathcal{E}_{qm} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p - \frac{\partial \Psi^{qp}}{\partial \kappa^p} \dot{\kappa}^p - \frac{\partial \Psi}{\partial \xi} \dot{\xi} \geq 0 \quad (1213)$$

y la disipación térmica por:

$$\mathcal{E}_{\theta} = -\frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \geq 0 \quad (14)$$

Esta inecuación se satisface automáticamente si se utiliza la ley de conducción del calor de

Fourier:

$$kq_i = -\frac{\partial\theta}{\partial x_i} \quad (15)$$

Donde k es la conductividad. La ecuación de conservación del calor se puede obtener combinando la Primera Ley de la Termodinámica con la segunda ley de la Termodinámica (Maugin, 1992).

$$c_k \dot{\theta} - k \nabla_x^2 \theta - l \dot{\xi} + (\theta \beta_{ij} \dot{\epsilon}_{ij}^e - \Xi_{qm}) = r \quad (16)$$

donde el término entre paréntesis representa el acoplamiento termo-mecánico.

llamando:

$$l = \theta \frac{\partial^2 \psi}{\partial \xi \partial \theta} \quad (17)$$

Al calor latente de daño térmico ($l \leq 0$).

De acuerdo a los resultados encontrados en la bibliografía el proceso de daño térmico es varios órdenes de magnitud más rápido que el proceso de conducción del calor en estructuras de hormigón. Esto permite definir al daño térmico como una función explícita $\xi(\theta)$ e irreversible de la temperatura máxima alcanzada (Luccioni, et al., 2003). La regla de evolución de la función $\xi(\theta)$ podría obtenerse a partir de la definición de un pseudo potencial de disipación el cual resulta complejo de formular fenomenológicamente debido a la cantidad de fenómenos involucrados en el proceso de daño térmico. Alternativamente, la evolución del daño térmico puede ser obtenida indirectamente a través de los efectos del daño térmico en la rigidez elástica o en la resistencia. Suponiendo que la relación entre el módulo elástico degradado y el inicial es proporcional al daño térmico, lo cual es una propiedad intrínseca de los materiales de base cementícea (Ulm, et al., 1999), se pueden utilizar las curvas experimentales de variación del módulo elástico longitudinal con la temperatura para encontrar dicha función. En este caso dicha función resulta:

$$\xi(\theta) = 1 - \frac{E(\theta)}{E_0} \quad (18)$$

Donde E_0 es el módulo elástico longitudinal inicial, a temperatura ambiente y $E(\theta)$ el módulo elástico longitudinal luego de la exposición a la temperatura θ .

El límite del comportamiento elástico se describe a través de una función de fluencia que depende de la variable de daño plástico κ^p y del daño térmico ξ :

$$F(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi) = f(\sigma_{ij}) - K(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi) \leq 0 \quad (19)$$

donde $f(\sigma_{ij})$ es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones. $K(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi)$ es el umbral de fluencia, κ^p es la variable de daño plástico o variable de endurecimiento isótropo y ξ el daño térmico. En este trabajo se utiliza el criterio de Lubliner-Oller modificado (Luccioni & Rougier, 2005) con meridianos curvos. Detalles específicos se pueden consultar en las referencias mencionadas.

La evolución de las deformaciones plásticas se obtiene a través de la regla de flujo plástico. La variable de endurecimiento plástico κ^p representa una medida de la energía disipada plásticamente a la unidad y varía entre 0 para el material virgen y 1 cuando se ha disipado plásticamente la totalidad de la energía que el material es capaz de disipar de esta forma. La

regla de evolución de la variable de endurecimiento plástico tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tracción y compresión (Rougier & Luccioni, 2007). La evolución del umbral de fluencia $K(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi)$ tiene en cuenta, el estado tensional y la evolución del umbral de fluencia en ensayos de tracción y compresión uniaxial que dependen no sólo de la variable de daño plástico sino también del daño térmico.

2.2 Modelo constitutivo de las fibras

Para tener en cuenta que las fibras se deslizan respecto a la matriz de hormigón sin necesidad de modelar explícitamente la interfaz fibra-matriz se modifica el modelo constitutivo de las fibras incluyendo en el mismo los distintos mecanismos inelásticos que se desarrollan en el proceso de arrancamiento (Luccioni, et al., 2012) (Isla Calderón, 2014). Se reemplaza el modelo elastoplástico isótropo convencional por un modelo elastoplástico ortótropo en el que umbral del comportamiento inelástico en la dirección axial representa el umbral de deslizamiento de las fibras generalmente menor que el umbral de fluencia.

Para considerar la ortotropía el modelo parte de la hipótesis de que existen dos espacios (Betten, 1988); (Luccioni, et al., 1996): un espacio anisótropo real y un espacio ficticio isótropo. Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados mediante una transformación lineal definida mediante un tensor de cuarto orden que mapea las tensiones y depende de la ortotropía material. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio y luego los resultados son mapeados al espacio ortótropo actual. Para definir el umbral de deslizamiento y flujo de deslizamiento de las fibras se utiliza el criterio de von Mises en el espacio isótropo ficticio. Como se utiliza una relación de ortotropía elevada las fibras deslizan preferentemente en la dirección axial.

Se desprecia el efecto de la temperatura en las propiedades mecánicas de las fibras en sí pero se tiene en cuenta su efecto en la resistencia de la interfaz.

El endurecimiento de las fibras en la dirección axial se puede obtener a partir de curvas experimentales de ensayos de pull-out o mediante modelos meso-mecánicos (Isla Calderón, 2014). La resistencia al arrancamiento depende de la resistencia de la matriz por lo que en el primer caso es necesario contar con ensayos de resistencia residual al arrancamiento, luego de la exposición a temperaturas elevadas y, en el segundo caso, se debe tener en cuenta el daño térmico de la matriz para obtener numéricamente la curva de arrancamiento.

2.3 Material compuesto

Se considera al HRF como un compuesto formado por matriz de hormigón y fibras en tres direcciones (x, y, z) y no se considera explícitamente la interfaz fibra/matriz.

Se utiliza la teoría de mezclas de sustancias básicas (Truesdell & Toupin, 1960) cuya principal hipótesis es la compatibilidad de deformaciones:

$$(\varepsilon_{ij})_{FRC} = (\varepsilon_{ij})_{H^0} = (\varepsilon_{ij})_{Fx} = (\varepsilon_{ij})_{Fy} = (\varepsilon_{ij})_{Fz} \quad (20)$$

donde $(\varepsilon_{ij})_n$ son los tensores de deformación del conjunto y de la n-ésima componente del material. Se supone que la deformación total de las fibras está compuesta por la deformación elástica $(\varepsilon_{ij}^e)_{Fi}$, una deformación plástica $(\varepsilon_{ij}^p)_{Fi}$ y la debida al deslizamiento relativo a la matriz $(\varepsilon_{ij}^s)_{Fi}$.

$$(\varepsilon_{ij})_{Fi} = (\varepsilon_{ij}^e)_{Fi} + (\varepsilon_{ij}^p)_{Fi} + (\varepsilon_{ij}^s)_{Fi}; \quad i = x, y, z \quad (21)$$

Las dos últimas componentes constituyen la deformación inelástica del conjunto fibra+interfaz. Sólo las dos primeras componentes ocurren estrictamente en las fibras, de manera que la deformación de las fibras mismas no coincide con la de la matriz.

Por otro lado, la energía libre por unidad de volumen del compuesto puede escribirse como

$$\Psi(\varepsilon_{ij}, \kappa^p, \xi, \theta) = \sum_{c=1}^n v_c \Psi_c[(\varepsilon_{ij}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c] \quad (22)$$

donde $\Psi_c[(\varepsilon_{ij}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]$ es la energía libre por unidad de volumen correspondiente a cada una de las n sustancias componentes y $v_c = dV_c/dV$ su fracción de volumen.

La ecuación constitutiva secante puede obtenerse a partir de las relaciones de Coleman que garantizan el cumplimiento de la desigualdad de Clausius Duhem (Lubliner, 1972):

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{mn}, \kappa^p, \xi, \theta)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n v_c \frac{\partial \Psi_c[(\varepsilon_{mn}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n v_c \frac{\partial \Psi_c[(\varepsilon_{mn}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial (\varepsilon_{kl}^e)_c} \frac{\partial (\varepsilon_{kl}^e)_c}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n v_c (\sigma_{ij})_c \quad (23)$$

donde las tensiones en cada una de las componentes $(\sigma_{ij})_c$ se obtienen de las ecuaciones constitutivas correspondientes descritas en los apartados anteriores.

Se considera como aproximación que todos los materiales componentes poseen la misma temperatura $\theta = \theta_c$ y el mismo gradiente de temperaturas $\frac{\partial \theta}{\partial x_i} = \left(\frac{\partial \theta}{\partial x_i}\right)_c$. Esta simplificación permite obtener las propiedades térmicas serán (Chung, 2010) (Toledo, 2007) (Massoud, 2005):

$$q_i = -k \frac{\partial \theta}{\partial x_i} = \sum_{c=1}^n v_c (q_i)_c = -\sum_{c=1}^n v_c k_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial x_i}\right)_c \Rightarrow k = \sum_{c=1}^n v_c k_c \quad (24)$$

$$c_k(\xi) = -\theta \frac{\partial^2 \Psi(\varepsilon_{ij}, \kappa^p, \xi, \theta)}{\partial \theta^2} = -\theta \sum_{c=1}^n v_c \frac{\partial^2 \Psi_c[(\varepsilon_{ij}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial \theta_c^2} \left(\frac{\partial \theta_c}{\partial \theta}\right)^2 = \sum_{c=1}^n v_c (c_k)_c \quad (25)$$

Donde k es la conductividad del compuesto, k_c la conductividad de cada componente, c_k el calor específico del compuesto y $(c_k)_c$ el calor específico de cada componente.

2.4 Planteo del acoplamiento termo-mecánico

Para hormigones expuestos a altas temperaturas existen tres problemas que interactúan entre sí: el proceso de daño térmico, el problema mecánico y el problema térmico.

En este trabajo se considera solamente la interacción del problema térmico sobre el problema mecánico, la de daño térmico sobre el problema mecánico y la interacción problema térmico - daño térmico.

Teniendo en cuenta que el acoplamiento tiene importancia únicamente en los sentidos señalados, se plantea una solución desacoplada del problema. En cada incremento de tiempo, se resuelve, en primer lugar, el problema térmico y, luego, considerando constantes los valores de temperatura y con el daño térmico calculado como función explícita de la

temperatura, se resuelve el problema mecánico.

2.5 Ecuaciones de Gobierno

De acuerdo a las consideraciones anteriores, las ecuaciones de balance térmico y mecánico que gobiernan el problema pueden aproximarse como:

$$\begin{cases} c_k \dot{\theta} - k \nabla_x^2 \theta = r \\ \rho \dot{v}_i = \frac{\partial \sigma_{ij}}{\partial x_j} + b_i \end{cases} \quad (26)$$

donde ρ es la densidad, v_i la velocidad y b_i las fuerzas volumétricas.

3 RESULTADOS NUMÉRICOS

En este apartado se presenta la simulación numérica de una serie de vigas con entalla de hormigón simple y HRF sometidas a distintas temperaturas, luego enfriadas y finalmente ensayadas a flexión de tres puntos. El trabajo experimental tenía como objetivo analizar la contribución de las fibras de acero en el mecanismo de falla de los hormigones dañados por temperatura (Giaccio & Zerbino, 2005). Las probetas fueron expuestas a temperatura de 150°C durante 24hs o 500°C durante 1hs. Luego se realizaron ensayos de caracterización mecánica residual de los cuales se obtuvieron la resistencia a compresión f'_c , módulo de elasticidad E y coeficiente de Poisson μ , ver Tabla 1. Los ensayos experimentales se dividieron en dos series "A" y "B". En ambas series se utilizaron fibras de acero con ganchos y relación de aspecto $l/d = 80$. Para la serie A se utilizó la misma matriz y se ensayaron probetas sin fibras (A-0), con fibras de alta resistencia $l = 35mm$ en dos dosificaciones 40kg/m³ (A-40H) y 80 kg/m³ (A-80H) y fibras de baja resistencia $l = 60mm$ en 40kg/m³ de dosificación (A-40L). Para la serie B se utilizaron tres matrices diferentes (B-M: mortero, B-NSC: hormigón de resistencia normal y B-HSC: hormigón de alta resistencia, ver propiedades mecánicas en Tabla 1) con 50kg/m³ de fibras de baja resistencia $l = 60mm$.

Como se mencionó, la variación del daño térmico $\xi(\theta)$ se obtuvo de manera explícita mediante la ecuación 18 utilizando los valores de módulo de elasticidad residual obtenidos experimentalmente, ver Tabla 1.

Propiedad	Temp °C	A-0	A-40H	A-80H	A-40L	B-M	B-NSC	B-HSC
f'_c [MPa]	20	59.3	59.4	75.4	63.1	40.2	52.1	71.6
	150	55.3	57.3	70.0	62.5	39.9	51.1	77.0
	500	35.8	36.6	47.7	38.8	31.0	40.4	53.6
E [GPa]	20	33.3	30.9	33.8	31.9	32.1	34.7	38.4
	150	27.4	26.5	29.3	27.8	27.5	34.2	34.6
	500	13.3	11.0	12.0	10.8	15.7	18.2	22.6
μ	20	0.17	0.17	0.17	0.18	0.19	0.17	0.17
	150	0.15	0.15	0.15	0.15	0.18	0.18	0.17
	500	0.13	0.16	0.16	0.15	0.18	0.17	0.16

Tabla 1. Caracterización mecánica (Giaccio & Zerbino, 2005).

Las vigas prismáticas de 75x105x430mm, de 350mm de luz entre apoyos y entalla de

20mm se modelaron mediante la malla de elementos finitos que se muestra en Figura 1. Se utilizaron elementos rectangulares con cuatro nodos y cuatro puntos de Gauss.

Las simulaciones de los ensayos sometidos a 150°C y 500°C se realizaron aplicando primeramente una carga térmica en estado estacionario hasta la temperatura máxima del ensayo, llevando luego a temperatura ambiente y aplicando finalmente la sollicitación mecánica. La carga térmica se aplicó imponiendo temperatura en los nodos del contorno de la malla y la carga mecánica se realizó imponiendo desplazamiento en el punto de aplicación de la carga como muestra la Figura 1.

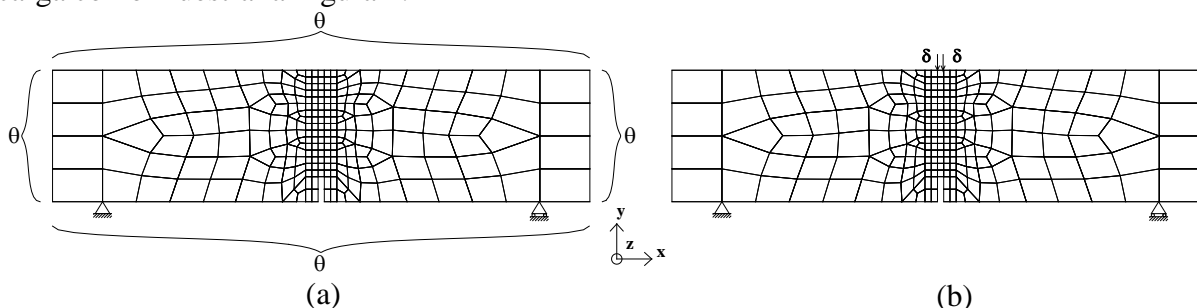


Figura 1. Malla de EF y (a) condiciones de borde del problema térmico y (b) mecánico.

En Figura 2 se puede ver la comparación de las respuestas experimentales con las obtenidas numéricamente para las vigas de hormigón. Esta etapa sirvió, además, para calibrar algunos parámetros del modelo de hormigón, como resistencia a tracción y energía de fractura. Se puede observar un buen ajuste para las temperaturas de 20°C y 500°C mientras que para 150°C se observan algunas diferencias. Se destaca que la comparación está hecha sobre un solo resultado experimental. Por otro lado, se debe notar que la forma simplificada de definir el daño térmico sólo tiene en cuenta la temperatura máxima alcanzada y afecta de la misma forma a la resistencia a tracción que a compresión. En el caso del ensayo a 150°C la condición de exposición a esa temperatura durante el periodo de 24hs podría haber influenciado de manera distinta las propiedades de tracción.

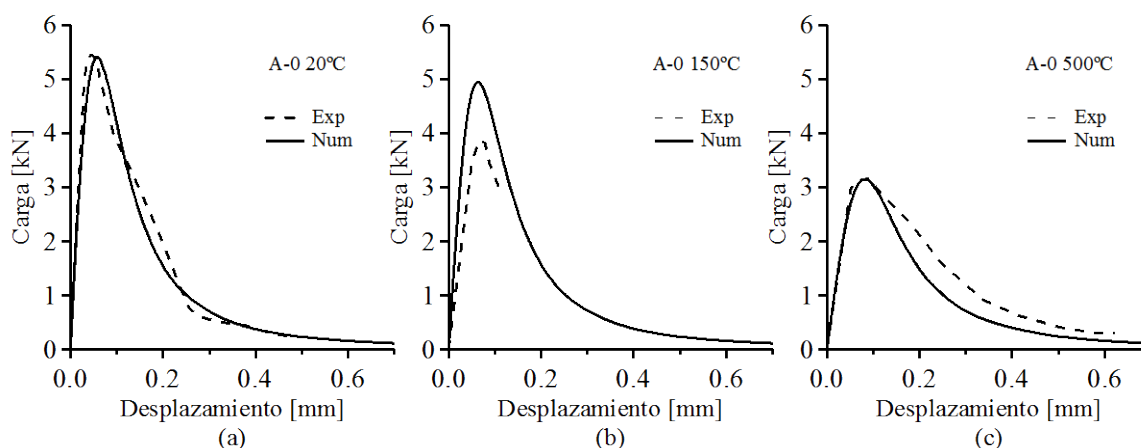


Figura 2. Calibración parámetros matriz de hormigón serie A-0. Resultados experimentales (Giaccio & Zerbino, 2005) y numéricos. (a) A-0 20°C, (b) A-0 150°C, (c) A-0 500°C.

Para poder simular el comportamiento del HRF es necesario contar con ensayos de arrancamiento de fibras o bien simular numéricamente este comportamiento. En este trabajo se utiliza un modelo numérico para predecir estos ensayos partiendo de las propiedades de las matrices y las fibras utilizadas (Isla Calderón, 2014). En Figura 3 se pueden ver las simulaciones numéricas de los ensayos de extracción de fibras de los cinco tipos utilizados. Se

observa que la resistencia al arrancamiento disminuye a medida que la temperatura de exposición aumenta. Además es notorio el cambio en la respuesta al arrancamiento con variación de la fibra y la matriz utilizada (ver Figura 3).

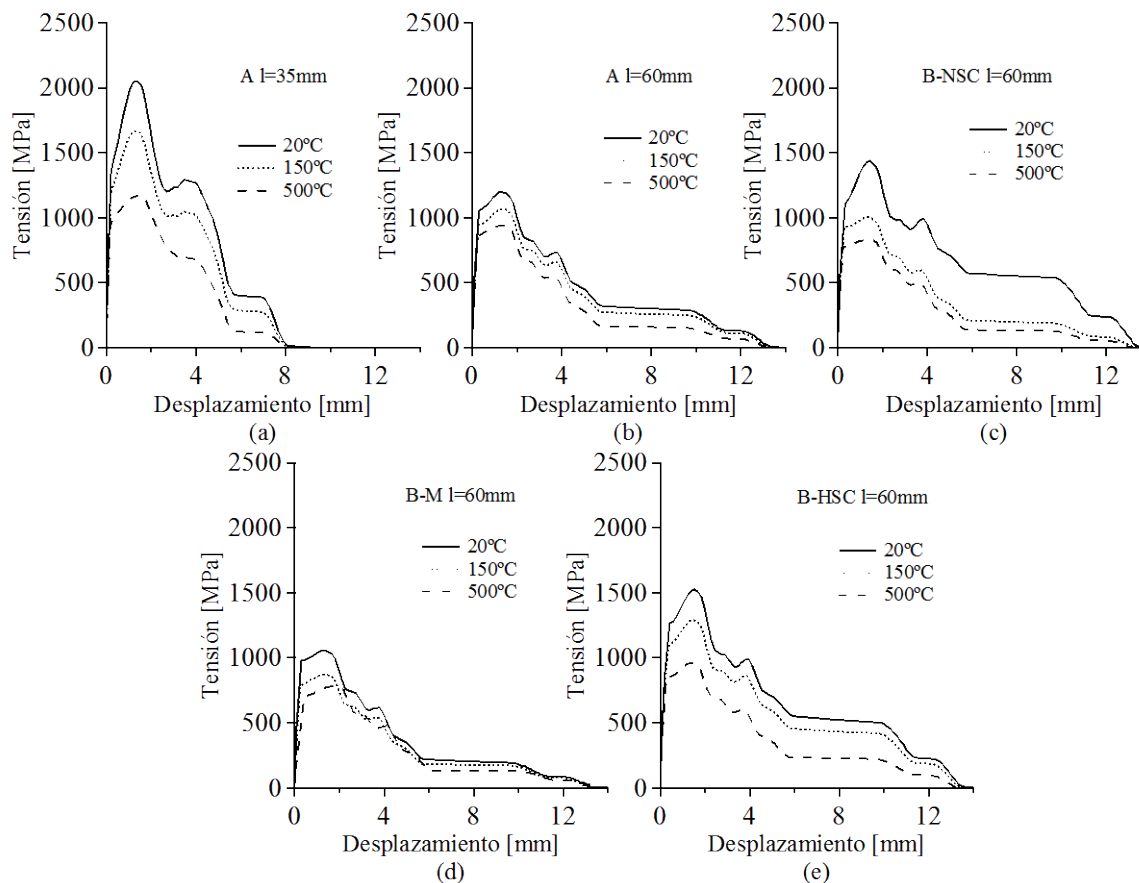


Figura 3. Simulación extracción de fibras (Isla Calderón, 2014). (a) Fibras alta resistencia $l=35\text{mm}$ y (b) baja resistencia $l=60\text{mm}$ ambas en matriz A, (c) fibras de baja resistencia $l=60\text{mm}$ en matriz B-NSC, (d) fibras de baja resistencia $l=60\text{mm}$ en matriz B-M, (e) fibras de baja resistencia $l=60\text{mm}$ en matriz B-HSC.

En Figura 4 y Figura 5 se muestra la comparación de los resultados experimentales y numéricos de las respuestas de los diferentes materiales reforzados con fibras ensayados a flexión donde se observa un buen ajuste.

La incorporación de fibras al hormigón conlleva efectos beneficiosos tanto a temperatura ambiente como en aquellos materiales sometidos previamente a carga térmica. Las diferencias se aprecian comparando la respuesta experimental de las vigas de Figura 2 (matriz) y Figura 4 (HRF). Estos comportamientos se han podido reproducir numéricamente de manera satisfactoria.

De los resultados experimentales de HRF a temperatura de 20°C se observa, en general, que la respuesta presenta un pico inicial seguido de un ablandamiento y a continuación la etapa post-pico que puede presentar diferente grado de endurecimiento o mantener la carga. Para esta temperatura de referencia se obtuvieron los valores más altos de carga. Para la temperatura de 150°C se observa que las respuestas son muy similares en forma a la anterior pero con una disminución de los valores de resistencia. Finalmente para las respuestas a 500°C se observa que la resistencia disminuye y en algunos casos no se nota el pico inicial.

En general se observa que las respuestas numéricas se ajustan adecuadamente a las experimentales. Sin embargo, para algunos casos de la serie B la carga máxima post-pico numérica se da para desplazamientos mayores a los experimentales. En el caso del material A-

80H que tiene un porcentaje elevado de fibras se observa que la respuesta numérica presenta ondulaciones. Esta forma de respuesta se obtiene como resultado de las hipótesis simplificativas de la teoría de mezclas que considera el trabajo en paralelo de un material que presenta ablandamiento (hormigón) y otro con endurecimiento (fibras + interfaz) y depende del porcentaje de fibras.

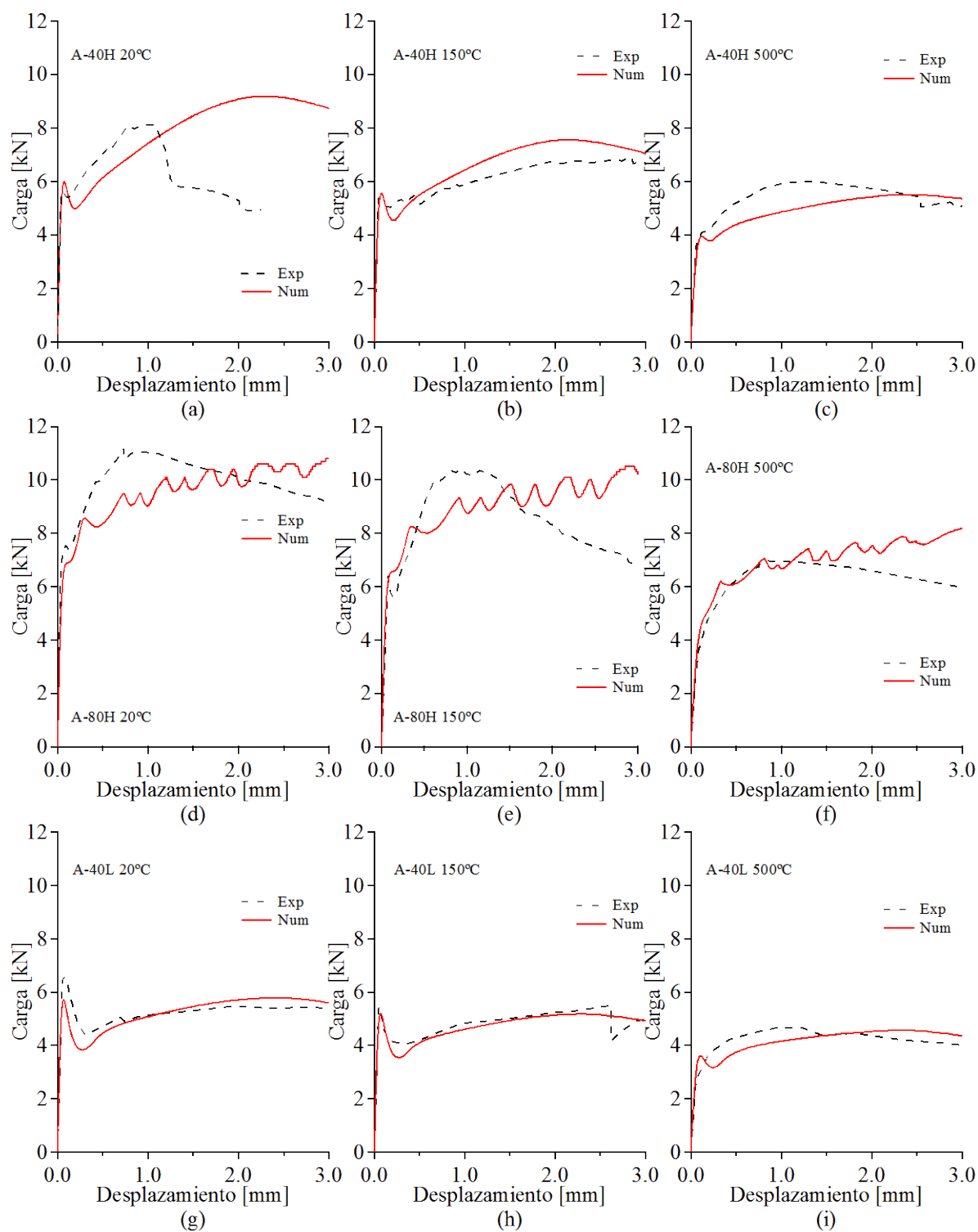


Figura 4. Comparación resultados experimentales (Giaccio & Zerbino, 2005) y numéricos A-40H, A-80H y A-40L para 20°C, 150°C y 500°C.

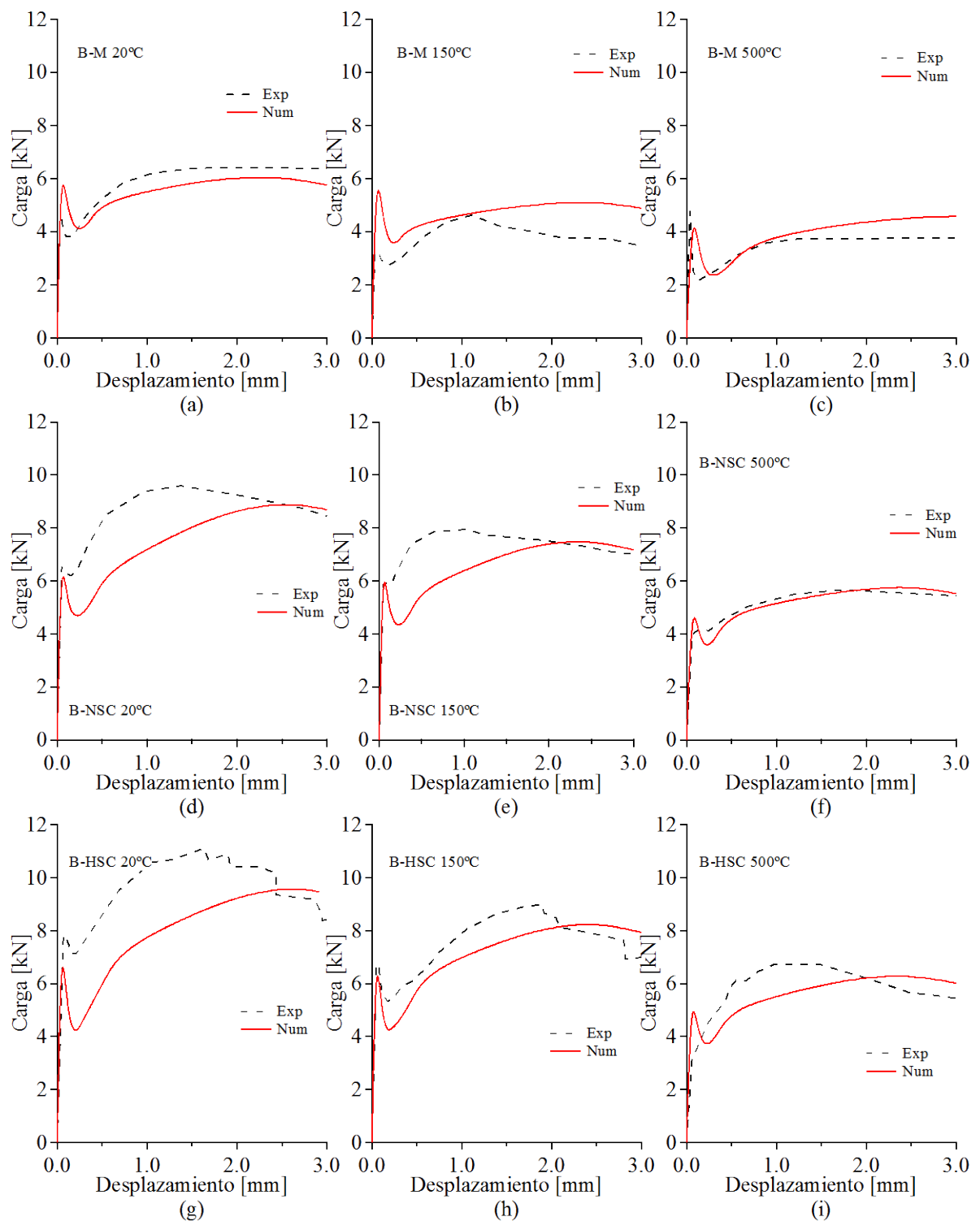


Figura 5. Comparación resultados experimentales (Giaccio & Zerbino, 2005) y numéricos B-M, B-NSC y B-HSC para 20°C, 150°C y 500°C.

4 CONCLUSIONES Y SUGERENCIAS

En este trabajo se presenta una forma simple de modelar el comportamiento de hormigón reforzado con fibras sometido primeramente a temperatura y luego a sollicitación mecánica.

Los resultados experimentales muestran que la exposición a temperatura elevada deteriora las propiedades de la matriz. Este deterioro ha sido tenido en cuenta en la simulación numérica mediante el modelo de plasticidad y daño térmico usado para el hormigón.

Los resultados de ensayos mecánicos de HRF de acero con ganchos previamente expuesto a altas temperaturas y su comparación con el mismo material sin fibras muestran el efecto del aporte de las fibras a la respuesta residual a flexión post-pico del compuesto. Actualmente no se dispone de resultados de arrancamiento de estas fibras expuestas previamente a temperaturas elevadas. En la modelación del HRF se ha despreciado el efecto de la temperatura en las fibras mismas pero se ha considerado que la resistencia al arrancamiento de las fibras se ve afectada como consecuencia del deterioro de la interfaz por la acción de la temperatura. Se ha supuesto que este deterioro está relacionado con la degradación térmica de la matriz de hormigón. Como resultado, la resistencia al arrancamiento disminuye a medida que la temperatura alcanzada es mayor. La comparación con los resultados experimentales muestra que esta hipótesis es válida y que, a pesar del deterioro de la interfaz, la resistencia al arrancamiento continúa siendo significativa y contribuyendo a la respuesta del compuesto (HRF).

El tema en estudio presenta aspectos en los cuales se debe profundizar como el estudio experimental y numérico de la respuesta del hormigón sometido a altas temperaturas durante diferentes velocidades y tiempos de exposición y enfriado. Sería conveniente además realizar ensayos de arrancamiento luego de exposición a altas temperaturas para verificar el efecto térmico en la interfaz y las fibras mismas.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al Consejo Nacional de Investigaciones Científico Técnicas (CONICET), al Consejo de Investigaciones de la UNT (CIUNT) y a la Universidad nacional de Tucumán por el apoyo económico recibido.

BIBLIOGRAFÍA

- Balázs, G. L. y Lublós, É., Post-heating strength of fiber-reinforced concretes. *Fire Safety Journal*, Volumen 49, p. 100–106, 2012.
- Bangi, M. R. y Horiguchi, T., Effect of fibre type and geometry on maximum pore pressures in fibre-reinforced high strength concrete at elevated temperatures. *Cement and Concrete Research*, Volume 42, p. 459–466, 2012.
- Bazant, Z. P. y Kaplan, M. F., Concrete at high temperatures: Material properties and Mathematical Models. *Concrete Design and Construction Series*, 1996.
- Betten, J., Application of tensor functions to the formulation of yield criteria for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, Issue 4, pp. 29-46, 1988.
- Caverzan, A., Cadoni, E. y di Prisco, M., Dynamic tensile behaviour of high performance fibre reinforced cementitious composites after high temperature exposure. *Mechanics of Materials*, Volume 59, p. 87–109, 2013.

- Chung, D. D., Composite Materials. *Engineering Materials and Processes*.
- Fike, R. y Kodur, V., 2011. Enhancing the fire resistance of composite floor assemblies through the use of steel fiber reinforced concrete. *Engineering Structures*, Volume 33, p. 2870–2878, 2010.
- Giaccio, G. y Zerbino, R., Mechanical behaviour of thermally damaged high strength steel fibre reinforced concrete. *Materials and structures*, 38(277), pp. 335-342, 2005.
- Isla Calderón, F. A., Modelo para hormigones reforzado con fibras de acero. *Tesis Doctoral*, 2014.
- Lau, A. y Anson, M., Effect of high temperatures on high performance steel fibre reinforced concrete. *Cement and Concrete Research*, Volume 36, p. 1698–1707, 2006.
- Lubliner, J., On the Thermodynamic Foundations of Non-Linear Mechanics. *Int. Journal Non Linear Mechanics*, Volume 7, pp. 237-254, 1972.
- Lubliner, J., Oliver, J., Oller, S. y Oñate, E., A plastic damage model for concrete. *Int. J. Solids Struct.*, 3(25), pp. 299-326, 1989.
- Luccioni, B. M., Figueroa, M. I. y Danesi, R. F., Thermo-mechanic model for concrete exposed to elevated temperatures. *Engineering Structures*, Volume 25, p. 729–742, 2003.
- Luccioni, B. M., López, D. E. y Danesi, R. F., Bond-Slip in Reinforced Concrete Elements. *JOURNAL OF STRUCTURAL ENGINEERING*, NOVEMBER, 131(11), pp. 1690-1698, 2005.
- Luccioni, B., Oller, S. y Danesi, R., Coupled plastic damage model. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Issue 129, pp. 81-89, 1996.
- Luccioni, B. y Rougier, V., A plastic damage approach for confined concrete. *Computer y Structures*, Issue 83, pp. 2238-2256, 2005.
- Luccioni, B., Ruano G., Isla F., Zerbino R., Giaccio G., A simple approach to model SFRC. *Construction y Building Materials*, p. En Evaluación, 2012.
- Massoud, M., Engineering Thermofluids. *Thermodynamics, Fluid Mechanics, and Heat Transfer*, 2005.
- Maugin, G. A., The thermomechanics of plasticity and fracture. *Cambridge University Press*, 1992.
- Oller, S., Un modelo de Daño Continuo para materiales Friccionales, Ph.D. Thesis. *Universitat Politècnica de Catalunya, Escola Tècnica Superior D'Enginyers de Camins, Canals I Ports*, 1988.
- Pliya, P., Beaucour, A.-L. y Noumowé, A., Contribution of cocktail of polypropylene and steel fibres in improving the behaviour of high strength concrete subjected to high temperature. *Construction and Building Materials*, Volume 25, p. 1926–1934, 2011.
- Poon, C. S., Shui, Z. H. y Lam, L., Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures. *Cement and Concrete Research*, Volume 34, p. 2215–2222, 2004.
- Rougier, V. C. y Luccioni, B. M., Numerical assessment of frp retrofitting systems for reinforced concrete elements. *Engineering Structures*, Issue 29, pp. 1664-1675, 2007.
- Ruano, G., Sfer, D. y Luccioni, B., Eficiencia de sistemas de refuerzo/reparación con hormigón reforzado con fibras. *Mecánica Computacional*, Volumen XXXII, pp. 3651-3673, 2013.
- Stabler, J. y Baker, G., On the Form of free Energy and Specific Heat in Coupled Thermo-Elasticity with Isotropic Damage. *International Journal of Solids and Structures*, Volume 37, pp. 4694-4713, 2000.
- Tai, Y.-S., Pan, H.-H. y Kung, Y.-N., Mechanical properties of steel fiber reinforced reactive powder concrete following exposure to high temperature reaching 800 °C. *Nuclear Engineering and Design*, Volume 241, p. 2416–2424, 2011.

- Toledo, R. T., Fundamentals of Food Process Engineering. *FOOD SCIENCE TEXT SERIES*, 2007.
- Truesdell, C. y Toupin, R., The classical field theories. *Handbuch der Physik*, 1960.
- Ulm, F. J., Acker, P. y Lévy, M., The Channel Fire II: Analysis of Concrete Damage. *ASCE Journal of the Engineering Mechanics*, March, 125(3), pp. 283-289, 1999.
- Ulm, F. J., Coussy, O. y Bazant, Z., The Channel Fire I: Chemoplastic softening in Rapidly Heated Concrete. *ASCE Journal of the Engineering Mechanics*, March, 125(3), pp. 272-282, 1999.
- Zheng, W., Li, H. y Wang, Y., Compressive stress–strain relationship of steel fiber-reinforced reactive powder concrete after exposure to elevated temperatures. *Construction and Building Materials*, Volume 35, p. 931–940, 2012.
- Zheng, W., Luo, B. y Wang, Y., Compressive and tensile properties of reactive powder concrete with steel fibres at elevated temperatures. *Construction and Building Materials*, Volume 41, p. 844–851, 2013.