

## SIMULACIÓN TERMO-MECÁNICA DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN PRE-COMPRIMIDO CON ARMADURA PRE-TESA

### THERMO-MECHANICAL SIMULATION OF PRE-STRESSED CONCRETE WITH PRE-TENSIONED STEEL

Gonzalo Ruano<sup>a</sup>, Liz G. Nallim<sup>a</sup> y Sergio Oller<sup>b</sup>

<sup>a</sup> ICMASa, INQUI (CONICET), Facultad de Ingeniería, Universidad Nacional de Salta, Avda.  
Bolivia 5150, 4400 Salta, Argentina, <http://www.ing.unsa.edu.ar>

<sup>b</sup> CIMNE. Departamento de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería, Universidad  
Politécnica de Cataluña, Campus Norte UPC, Gran Capitán S/N, 08034 Barcelona, España,  
[sergio.oller@upc.edu](mailto:sergio.oller@upc.edu), <http://www.cimne.upc.es>

**Palabras clave:** hormigón pretensado, losas alivianadas, altas temperaturas.

**Resumen.** Las losas alivianadas construidas con viguetas pretensadas son una tipología constructiva muy usada. Estas estructuras pueden llegar a estar expuestas a incendios y su ubicación las expone, particularmente, a zonas de elevadas temperaturas. El estado de tensión previo en el hormigón sumado a la respuesta del acero de pretensado frente a altas temperaturas, hace que la respuesta de estas estructuras frente a solicitaciones termo-mecánicas sea de gran interés. Particularmente, el hormigón pretensado es más sensible al fenómeno de spalling, esto hace suponer que el spalling este gobernado principalmente por las tensiones. Por lo expuesto, en este trabajo se simula numéricamente la respuesta termo-mecánica en régimen transitorio de elementos de hormigón armado pretensado con armadura pre-tesa. Se busca evaluar y cuantificar el estado tensional de los materiales componentes ponderando que las propiedades térmicas y mecánicas evolucionan con la temperatura.

**Keywords:** pre-stressed concrete, pre-stressed joist slabs, high temperatures.

**Abstract.** Pre-stressed joist concrete slabs is a usual construction system. This structures could be exposed to fire and due to their location they are exposed to high temperature. The thermo-mechanical response of this elements is interesting as a result of concrete previous stress state added to high temperature pre-stressed steel behavior. Concrete spalling is more common in pre-stressed concrete and possible governed by the stress state. This work simulates the transient thermo-mechanical response of pre-stressed concrete reinforced with pre-stressed steel. The stress state is assed taking care of the evolution of the thermal and mechanical properties with temperature.

## 1 INTRODUCCIÓN

El spalling es un fenómeno severo que puede ocurrir cuando el hormigón es sometido a fuego (Zheng, et al., 2010). Es una rotura violenta caracterizada por la separación forzada de pedazos de hormigón. Generalmente se produce entre los 30-40 minutos de exposición al fuego. Es, además, un proceso estocástico; es decir se ha observado que, bajo idénticas condiciones, algunos especímenes de un mismo lote presentan spalling mientras que otros no (Zheng, et al., 2010). Bajo condiciones ambientales apropiadas, en término de carga y ataque térmico, todos los hormigones pueden mostrar capacidad de spalling (Majorana, et al., 2010).

Se han identificado muchos factores que influyen en el spalling, por ejemplo: la tasa de calentamiento, el perfil de temperaturas, el tamaño de la sección, la forma de la sección, el contenido de humedad, la presión de poros, la permeabilidad, la edad del hormigón, la resistencia del hormigón, las tensiones y restricciones del hormigón, el tipo de agregados, el tamaño de los agregados, la fisuración, las armaduras, el recubrimiento de la armadura, los refuerzos suplementarios, la presencia de fibras de acero, la presencia de fibras de polipropileno y la incorporación de aire (Majorana, et al., 2010). La resistencia a compresión del hormigón también tiene influencia en la magnitud del spalling, además la resistencia está asociada a la permeabilidad del material. El hormigón se astilla de manera más severa cuando la resistencia a compresión es alta y el contenido de humedad es elevado (Zheng, et al., 2010).

Hay dos formas de spalling, ambas influenciadas por la carga externa, ellas son el spalling por presión de poros y el spalling por tensiones térmicas (Majorana, et al., 2010).

A pesar de que se han realizado avances tanto en análisis experimentales, como en estudios teóricos del spalling en elementos de hormigón armado existe, actualmente, una falta de estudios sistemáticos de elementos de hormigón pre-comprimido. Expuestos al fuego, los elementos pre-comprimidos de hormigón, son más susceptibles al spalling debido a las tensiones de compresión en la zona pre-comprimida (Zheng, et al., 2010).

Majorana y colaboradores (Majorana, et al., 2010) consideran que para predecir y describir la cinética del spalling es necesario modelar la interacción entre los campos de presión, temperatura y mecánico. En otras palabras, los métodos de cálculo avanzados deben incluir modelos que permitan determinar el desarrollo y distribución de temperaturas en los elementos estructurales y la respuesta mecánica de la estructura, además la respuesta térmica debe considerar que las propiedades térmicas dependen de la temperatura (EN 1992-1-2, 2004).

En el presente trabajo se presenta un modelo que permite simular, de manera acoplada, el problema termo-mecánico en una pieza estructural de hormigón pre-comprimido con armadura pre-tesa en estado transitorio. Se tiene en cuenta la variación de las propiedades térmicas y mecánicas con la temperatura. En esta primera instancia no se tiene en cuenta el problema de filtración, es decir se suponen elementos de hormigón con muy baja humedad como los considerados en (EN 1992-1-2, 2004) que, conservadoramente, permite desprestigiar la influencia del contenido de humedad y la migración de la humedad dentro del hormigón.

## 2 MODELOS UTILIZADOS

El hormigón pre-comprimido sometido a cargas térmicas y mecánicas puede ser tratado teniendo en cuenta las deformaciones del acero heredadas de la etapa de pre-tensión. De esta manera el acero y el hormigón no comparten la misma deformación, sino que el acero posee la que es fruto de la compatibilidad de deformaciones más una deformación del estado previo.

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 se desprecian. Teniendo en cuenta que el acoplamiento tiene importancia únicamente en el sentido señalado, se plantea una solución desacoplada del problema “*stagger*” como la usada en trabajos previos (Ruano, et al., 2016). 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 máxima alcanzada, se resuelve el problema mecánico.

## 2.1 Modelo constitutivo del hormigón

Para el hormigón se utiliza el modelo de daño plástico modificado, (Luccioni, et al., 2003) que permite simular el comportamiento de materiales friccionales del tipo hormigón sometidos a acciones térmicas.

Este modelo se deriva como una generalización de la teoría clásica de la plasticidad (Luccioni, et al., 1996) y posee 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). Se considera que las propiedades térmicas dependen en general de la temperatura.

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  $\Psi$  es la densidad de energía libre por unidad de volumen,  $\Psi^e$  es la densidad de energía libre por unidad de volumen termo-elástica,  $\Psi^{qp}$  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,  $\varepsilon_{ij}$  es el tensor de deformaciones,  $\varepsilon_{ij}^p$  es el tensor de deformaciones inelásticas o permanentes,  $\theta$  una medida de la temperatura y  $\kappa^p$  es la variable de endurecimiento plástico isotrópico,  $\xi$  es una variable interna que depende de la historia térmica, se la denomina variable de daño térmico

La variable de daño térmico representa una medida del deterioro producido por las altas temperaturas. Es una variable adimensional que teóricamente puede variar entre  $\xi = 0$  cuando el material no presenta ninguna alteración por efecto de la temperatura y  $\xi_{max}$  cuando alcanza la máxima alteración. El caso extremo  $\xi_{max} = 1$  correspondería a un material que ha perdido completamente la rigidez. En la práctica es  $\xi_{max} < 1$ .

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

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

donde

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

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

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

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.

El tensor de acoplamiento termo-elástico, que representa la tensión por unidad de temperatura inducida por la dilatación térmica restringida, está dado por

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

donde  $\alpha_{kl}(\theta)$  representa el tensor de dilatación térmica que en el caso isótropo se escribe como  $\alpha_{kl} = \alpha \delta_{kl}$  (particularmente se utilizó  $\alpha$  constante),  $c_k$  es el calor específico por unidad de volumen o cantidad de calor necesaria para elevar la temperatura en un grado.

El calor específico, en general, es función de la historia de temperatura y de la temperatura actual y se define como (Stabler & Baker, 2000):

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

La conductividad térmica, el calor específico y el coeficiente de expansión térmica del hormigón dependen significativamente de la temperatura (Khaliq & Kodur, 2011) (Gao, et al., 2013) (Tai, et al., 2011), que causa cambios físicos y químicos (Poon, et al., 2004). Entre las transformaciones producto de la temperatura se pueden mencionar: evaporación de agua de microporos, la deshidratación de la estruagita, la pérdida de peso por deshidratación de agua libre en poros y combinada químicamente (Balázs & Lubl6y, 2012). La naturaleza de estos procesos parecería provocar cambios permanentes en las propiedades térmicas. Los cambios en las propiedades térmicas, entre otras cosas, dependen de la composición del hormig6n y de la temperatura máxima alcanzada (Balázs & Lubl6y, 2012). Generalmente, la conductividad decrece con la temperatura, mientras que la expansión térmica aumenta (Khaliq & Kodur, 2011). Para generalizar se expresa al calor específico y la conductividad como funciones de la temperatura y de la historia térmica.

La otra parte 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  $\Psi^{qp}$  se supone función lineal de la temperatura y  $K(\xi)$  es la función de endurecimiento plástico que depende del daño térmico.

La disipación por unidad de volumen puede escribirse como:

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

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

$$\eta = -\frac{\partial \Psi}{\partial \theta} = -\frac{\partial (\Psi^e + \Psi^{qp})}{\partial \theta} \quad (10)$$

La ecuación de conservación del calor se puede obtener combinando la Primera Ley de la Termodinámica  $\dot{\Psi} = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} + r - \frac{\partial q_i}{\partial x_i} - \eta \dot{\theta} - \dot{\Psi}$ , donde  $r$  son fuentes de calor distribuidas por unidad de volumen, con la segunda ley de la Termodinámica  $\Xi = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \eta \dot{\theta} - \dot{\Psi} -$

$\frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i}$  (Maugin, 1992).

$$\dot{\eta} \theta = \Xi_{qm} + r - \frac{\partial q_i}{\partial x_i} \quad (11)$$

Si se acepta la ley de conducción del calor de Fourier y se considera que la conductividad  $k = k(\xi, \theta)$  es función de la temperatura y de la historia de temperatura, se puede escribir

$$q_i = -k(\xi, \theta) \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \quad (12)$$

Resulta entonces:

$$-\frac{\partial q_i}{\partial x_i} = k(\xi, \theta) \frac{\partial^2 \theta}{\partial x_i \partial x_i} = k(\xi, \theta) \nabla_x^2 \theta \quad (13)$$

Con lo que, luego de desarrollar y reemplazar  $\dot{\eta}$  y  $\frac{\partial q_i}{\partial x_i}$ , la ecuación de balance de calor resulta:

$$\mathcal{A}(\theta, \xi, \varepsilon_{ij}^e) \dot{\theta} - k(\xi, \theta) \nabla_x^2 \theta + \mathcal{B}(\theta, \xi, \varepsilon_{ij}^e) \dot{\xi} + \{ \mathcal{C}(\theta, \xi) \varepsilon_{ij}^e - \Xi_{qm} \} = r \quad (14)$$

que es una ecuación diferencial no lineal y los términos  $\mathcal{A}$ ,  $\mathcal{B}$  y  $\mathcal{C}$  dependen de las variables independiente e internas. En la ec. (14), los términos entre llaves corresponden al acoplamiento termo-mecánico.

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 e irreversible de la temperatura máxima alcanzada durante toda la historia térmica del material (Luccioni, et al., 2003). La regla de evolución de la función  $\xi(\theta_{max})$  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:

$$\xi(\theta_{max}) = 1 - \frac{E(\theta_{max})}{E_0} \quad (15)$$

donde  $E_0$  es el módulo elástico longitudinal inicial, a temperatura ambiente, y  $E(\theta_{max})$  el módulo elástico longitudinal luego de la exposición a la temperatura máxima  $\theta_{max}$ .

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

$$F(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi) = f(\sigma_{ij}) - K(\sigma_{ij}; \kappa^p; \xi) \leq 0 \quad (16)$$

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,  $\kappa^p$  es la variable de daño plástico o variable de endurecimiento isótropo y  $\xi$  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  $\kappa^p$  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 Material compuesto

Se considera al hormigón armado como un compuesto formado por matriz de hormigón y fibras de acero largas.

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

$$(\varepsilon_{ij})_{FRC} = (\varepsilon_{ij})_{H^0} = (\varepsilon_{ij})_{A^0}^* \quad (17)$$

donde  $(\varepsilon_{ij})_{A^0} = (\varepsilon_{ij})_{A^0}^P + (\varepsilon_{ij})_{A^0}^*$  es corregido sumándole las deformaciones del pretensado  $(\varepsilon_{ij})_{A^0}^P$ .

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

$$\Psi(\varepsilon_{ij}, \kappa^p, \xi, \theta) = \sum_{c=1}^{n+1} v_c \Psi_c[(\varepsilon_{ij}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c] \quad (18)$$

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  $n+1$  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 Clasius Duhem (Lubliner, 1972):

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{mn}, \kappa^p, \xi, \theta)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^{n+1} v_c \frac{\partial \Psi_c[(\varepsilon_{mn}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^{n+1} v_c \frac{\partial \Psi_c[(\varepsilon_{mn}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial (\varepsilon_{kl}^e)_c} \frac{\partial (\varepsilon_{kl}^e)_c}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^{n+1} v_c (\sigma_{ij})_c \quad (19)$$

donde las tensiones en cada una de las componentes  $(\sigma_{ij})_c$  se obtienen de las ecuaciones constitutivas correspondientes para cada material.

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 que serán (Chung, 2010) (Toledo, 2007) (Massoud, 2005):

$$q_i = -k \frac{\partial \theta}{\partial x_i} = \sum_{c=1}^{n+1} v_c (q_i)_c = -\sum_{c=1}^{n+1} v_c k_c \left(\frac{\partial \theta}{\partial x_i}\right)_c \Rightarrow k(\theta, \xi_1, \dots, \xi_{n+1}) = \sum_{c=1}^{n+1} v_c k_c(\theta, \xi_c) \quad (20)$$

$$c_k(\theta, \xi_1, \dots, \xi_{n+1}) = -\theta \frac{\partial^2 \Psi(\varepsilon_{ij}, \kappa^p, \xi, \theta)}{\partial \theta^2} = -\theta \sum_{c=1}^{n+1} v_c \frac{\partial^2 \Psi_c[(\varepsilon_{ij}^e)_c, \kappa_c^p, \xi_c, \theta_c]}{\partial \theta_c^2} \left(\frac{\partial \theta_c}{\partial \theta}\right)^2 = \sum_{c=1}^{n+1} v_c c_{k_c}(\theta, \xi_c) \quad (21)$$

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.

### 2.3 Esquema de cálculo para modelar pretensado en un programa de EF

Para modelar elementos pretensados de hormigón se realizó un esquema evolutivo. Primeramente se considera solamente la presencia de la armadura de pretensado que es traccionada. Seguidamente, se supone que en presencia del hormigón endurecido se cortan todos los cables, varían las tensiones en el acero y se originan tensiones de compresión en el hormigón. Finalmente, se pone en servicio el elemento y se aplican cargas mecánicas y/o térmicas. A continuación se dan detalles del esquema usado.

1. Inicio 1<sup>er</sup> Caso de Carga (Tracción Acero).  
 Espesor = Espesor Acero  
 $k_{Acero}$  : 100% El acero es el único material resistente  
 $k_{Hormigón}$  : 0% El hormigón no participa  
 $\Sigma (k_{Acero} + k_{Hormigón}) = 1.0$   
 Resolución del problema vía MEF.  
 Se realizan n incrementos de carga o desplazamiento en el Acero.
2. Inicio 2<sup>do</sup> Caso de Carga (Se corta el cable de Acero).  
 Espesor = Espesor viga, mayor al espesor del cable  
 $k_{Acero}$  : Corrección de % de participación volumétrico en función de la participación.  
 $k_{Hormigón}$  : Activación de % de participación del Hormigón  
 $\Sigma (k_{Acero} + k_{Hormigón}) = 1.0$   
 Guardar las deformaciones del 1<sup>o</sup> Caso del material Acero en una base de datos  
 Reset de Tensiones, Deformaciones y Variables Internas de los demás materiales.  
 Reset de los Desplazamiento de la malla de EF.
3. Inicio 3<sup>er</sup> Caso de Carga (Resolución del problema vía MEF).  
 Se corrige la deformación del Acero como la suma de la del caso actual más la deformación del caso anterior.  
 Se realizan n incrementos de carga o desplazamiento en la Viga.
4. Fin.

## 3 PROPIEDADES DE LOS MATERIALES

Las simulaciones realizadas tienen en cuenta comportamiento material no lineal. Se utiliza no linealidad mecánica, no linealidad térmica y, además, se considera la influencia de la temperatura en las propiedades mecánicas.

Las propiedades térmicas utilizadas en el hormigón varían con la temperatura de acuerdo a (EN 1992-1-2, 2004) y se muestran en Figura 1. El coeficiente de dilatación térmica del hormigón es un valor contante  $\alpha = 1.2 \times 10^{-5}$ .

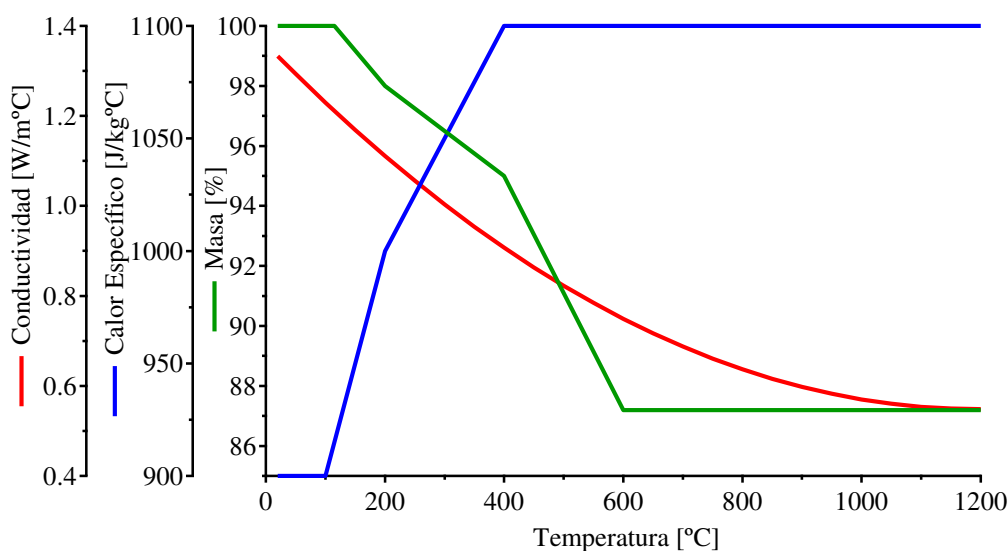


Figura 1. Propiedades térmicas del hormigón en función de la temperatura (EN 1992-1-2, 2004).

La Tabla 1 condensa las propiedades de la matriz de hormigón utilizadas en las simulaciones.

Tabla 1. Propiedades del mortero simple.

Propiedades	Mortero
Módulo de elasticidad E [MPa]	33000
Coefficiente de Poisson $\nu$	0.19
Resistencia última a compresión $\sigma_{uc}$ [MPa]	35.0
Umbral fluencia uniaxial en comp. $\sigma_{fc}$ [MPa]	25.0
Relación de resistencia inicial (comp./trac.) $R^{0p}$	6.0
Relación resistencia (equibiaxial/uniaxial) compresión $R^{bc}$	1.16
Parámetro controlador del plano octahédrico (Luccioni & Rougier, 2005) $\gamma$	3.0
Variable de endurecimiento plástico para la tensión pico en compresión $\kappa_{comp}^p$	0.15
Energía de fractura $G_f$ [MPa.mm]	0.07
Energía de aplastamiento $G_c$ [MPa.mm]	5.0

Las propiedades mecánicas del acero de pretensado se muestran en Tabla 2.



Tabla 2. Propiedades del acero de pre-tensado.

Propiedades	Acero Pre-tensado
Módulo de elasticidad $E_{xx}$ [MPa]	200000
Coefficiente de Poisson $\nu_{xy} = \nu_{xz} = \nu_{zy} = \nu_{yz}$	0.19
Módulo de elasticidad $E_{yy} = E_{zz}$ [MPa]	200
Coefficiente de Poisson $\nu_{yx} = \nu_{zx}$	0.0019
Tensión umbral de fluencia $\sigma_{fx}$ [MPa]	1950
Área de cada cable [ $\text{mm}^2$ ]	7.95
Fuerza de tesado [N]	12000

x es la dirección axial de los cables

Para el acero de pretensado se considera que las propiedades mecánicas varían también en función de la temperatura (EN 1992-1-2, 2004) de acuerdo a lo mostrado en Figura 2.

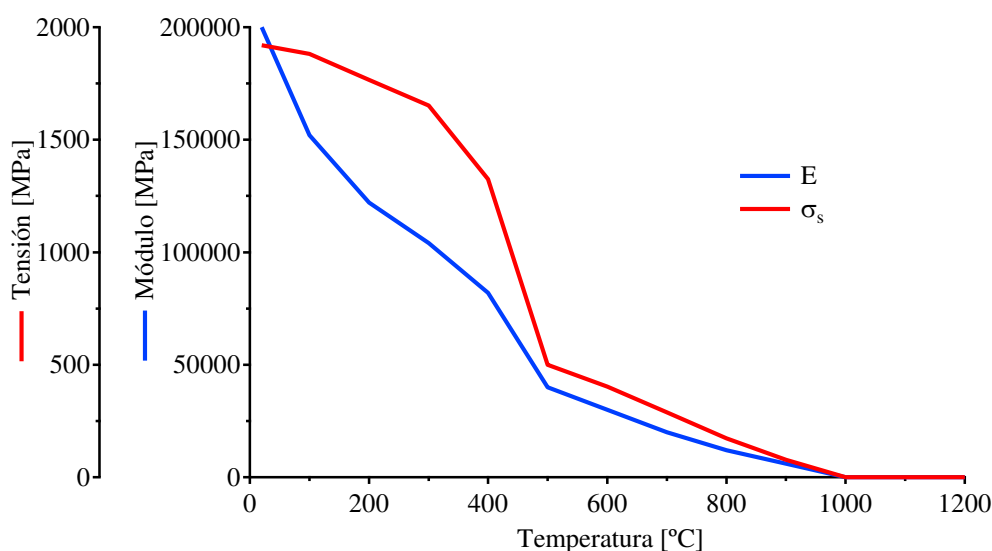


Figura 2. Propiedades mecánicas de acero pretensado en función de la temperatura (EN 1992-1-2, 2004).

Mientras que el deterioro de la resistencia y rigidez del hormigón y del acero han sido estudiadas y están presentes en los códigos, sólo unos pocos trabajos tratan el tema de la degradación de adherencia con la temperatura. Actualmente los códigos suponen una adherencia perfecta entre hormigón y acero durante todo el rango de temperaturas encontrado en un incendio (Kodur & Agrawal, 2017). Este fenómeno es despreciado en el presente trabajo, tampoco se tuvo en cuenta el fenómeno de creep termo-activado.

## 4 EJEMPLOS NUMÉRICOS

### 4.1 Simulación térmica de una vigueta

En este ejemplo se simula la evolución de temperatura en la sección transversal de una vigueta en régimen transitorio. Se impone una historia de temperatura en el lado inferior que responde a una curva ISO 834. En los demás bordes se supone que no existe flujo. En este caso solo se consideró la sección de hormigón y no se tuvo en cuenta la presencia de la armadura de pretensado siguiendo la sugerencia dada en (EN 1992-1-2, 2004). Las propiedades térmicas varían de acuerdo a lo mostrado anteriormente en Figura 1. La

discretización se llevó a cabo utilizando elementos planos rectangulares de 4 nodos con 4 puntos de Gauss. En la [Figura 3](#) se muestra la geometría, la malla y las condiciones de bordes del problema.

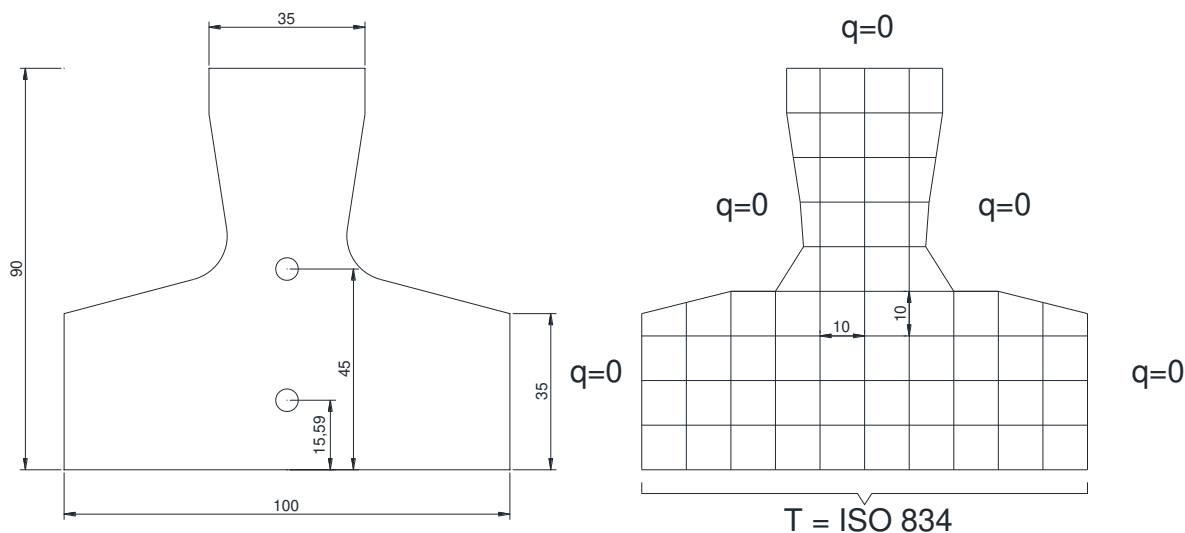


Figura 3. Sección transversal de vigueta y malla de EF usada en la simulación térmica.

En la [Figura 4](#) se observa la evolución de la temperatura en la sección transversal de la vigueta. Se muestran los resultados para 3 instantes de tiempo característicos. Se puede observar el rápido aumento de la temperatura desde la sección inferior hacia arriba.

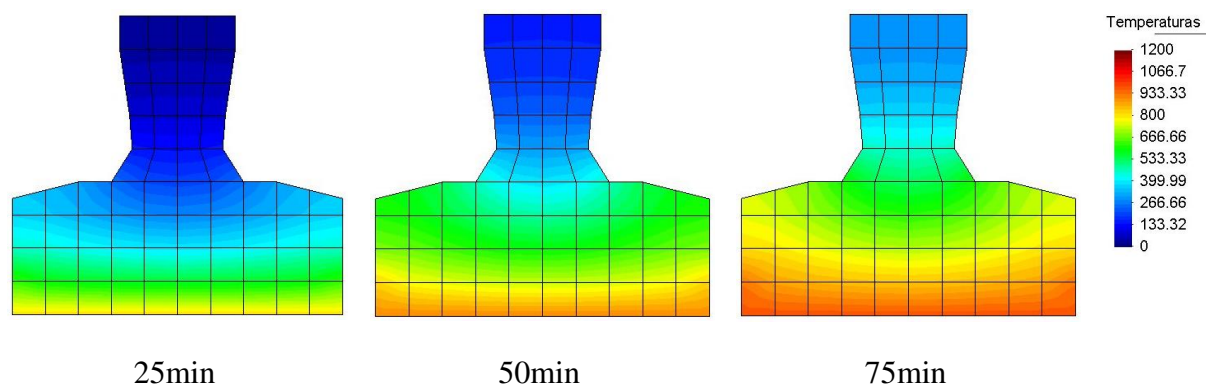


Figura 4. Evolución de temperatura en la sección transversal de vigueta.

#### 4.2 Vigueta sometida a pre-compresión y cargas mecánicas y térmicas

En este caso se simula el proceso de pretensado del acero y posteriormente se aplican cargas mecánicas y luego térmicas en régimen transitorio. La carga mecánica se aplica de manera muy lenta, similar a una carga cuasi-estática, mientras que la carga térmica sigue la ISO834. Se simula una vigueta simplemente apoyada de longitud 3000mm y la sección transversal mostrada anteriormente en [Figura 3](#). Primeramente, la sección se somete a pre

compresión por efecto del acero. Luego se le aplica una carga uniformemente distribuida en los nodos superiores y posteriormente una carga de temperatura en los nodos inferiores. La carga distribuida considera el peso propio más la sobrecarga considerando una separación entre viguetas de 500mm. La malla de EF consta de elementos cuadrados de 4 nodos con 4 puntos de gauss en estado plano de tensiones ver [Figura 5](#).

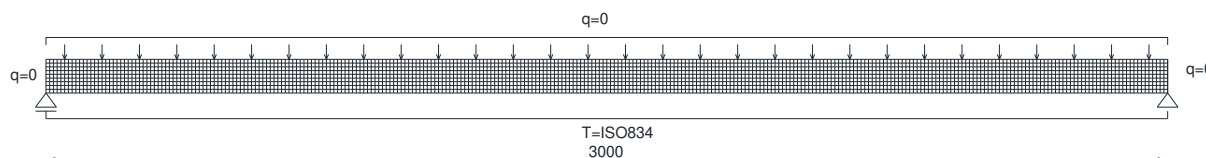


Figura 5. Malla de EF, geometría y condiciones de borde.

En la [Figura 6](#) se muestran los resultados. Se distingue la carga de temperatura y la evolución de la flecha del punto inferior central en función de los pasos de carga; cada paso corresponde a un tiempo de un minuto. Esta flecha presenta un comportamiento que crece linealmente hasta el paso (12) por la aplicación de la carga mecánica distribuida. Luego, coexiste la carga mecánica de manera constante junto con la térmica que evoluciona en el tiempo. La flecha continua aumentando hasta el paso (50) aproximadamente y posteriormente disminuye levemente de manera similar a lo observado por Foti ([Foti, 2014](#)) en sus ensayos de viguetas pre-comprimidas, simplemente apoyadas, ensayadas a temperatura. Este comportamiento se debe a la combinación de las cargas mecánicas y térmicas con predominio de las últimas. En la parte inferior de la [Figura 6](#) se puede ver la evolución de las tensiones normales en dirección del eje de la viga en los materiales hormigón y acero para instantes característicos del proceso. Se muestra, además, la evolución de la variable interna de endurecimiento plástico. Para el instante (2) se aprecian las tensiones de pre compresión del hormigón y de tracción del acero. Para el instante (12), cuando se termina de aplicar la carga mecánica, las tensiones de pre compresión varían, al igual que lo hacen las tensiones de tracción del acero. En el instante (25) ya coexisten ambas sollicitaciones y se observa una disminución de la tensión en el acero y una variación en altura de las tensiones en el hormigón. Para el instante (50) las tensiones en el acero han disminuido notablemente. Finalmente en el instante (75) la tracción en el acero está en los valores más bajos y la zona comprimida del hormigón se limita a la zona del cable superior. Para los instante (25), (50) y (75) se muestra la variable de endurecimiento plástico del hormigón. Se puede observar que ésta crece rápidamente para los elementos de las fibras inferiores llegando prácticamente a 1 para el instante (50).

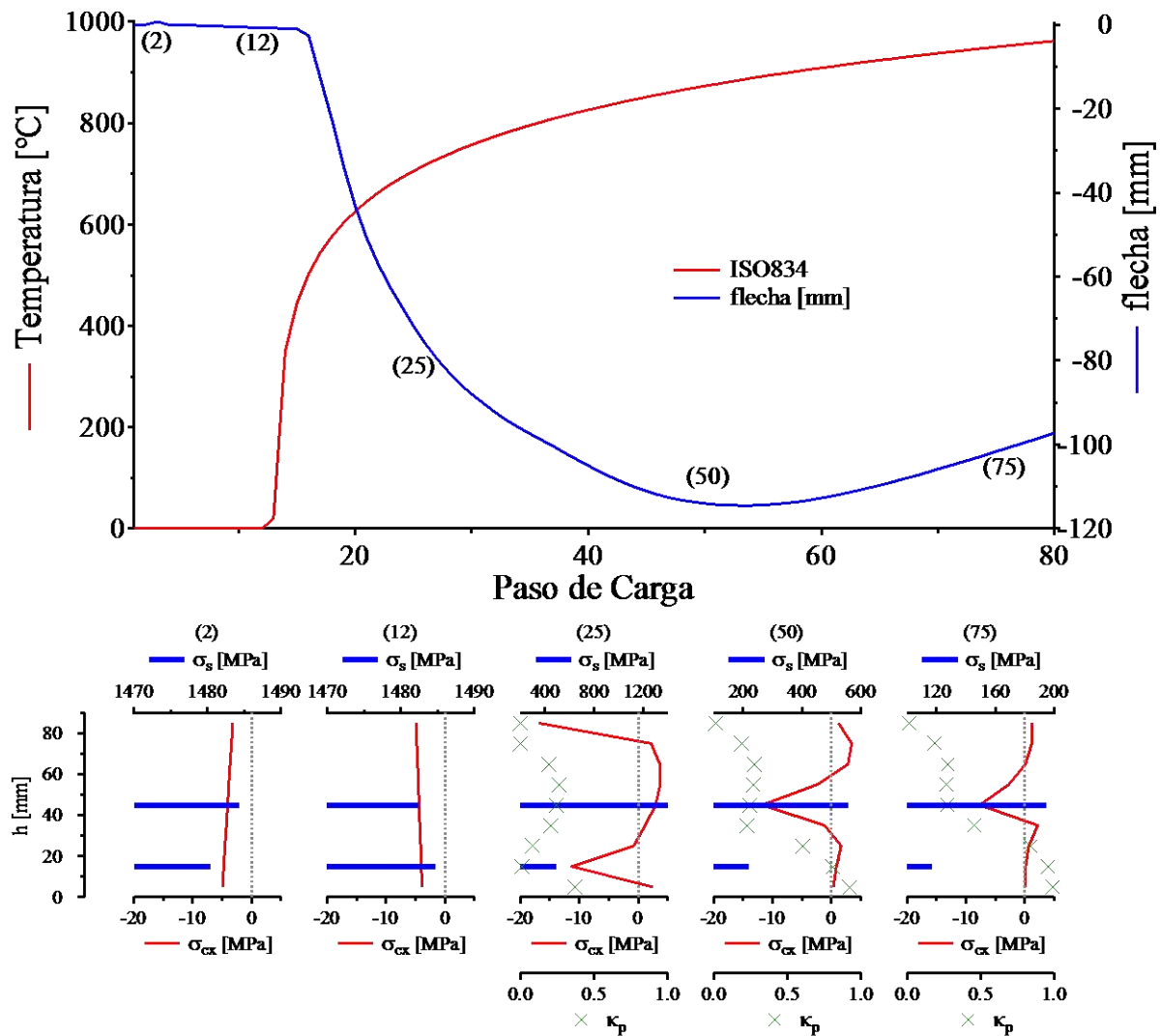


Figura 6. Respuesta vigueta pretensada.

En la Figura 7 se muestra la evolución de las tensiones de un elemento del recubrimiento inferior en la sección central. Se muestran las tensiones en dirección del eje de la viga  $\sigma_{xx}$ , en dirección perpendicular  $\sigma_{yy}$  y las de corte  $\sigma_{xy}$ . Se muestra también la evolución de la variable de endurecimiento plástico.

El análisis de las tensiones normales en la dirección longitudinal muestra inicialmente la pre-compresión que disminuye levemente con la aplicación de la carga mecánica. Seguidamente, al actuar la carga térmica, aumenta fuertemente la compresión, luego disminuye y finalmente queda traccionada y va disminuyendo lentamente a la par de la tensión  $\sigma_{yy}$ . Por su parte la variable de endurecimiento plástico muestra un rápido aumento desde el comienzo de la aplicación de la carga térmica. Esta zona muestra un estado de tensiones complejo y exigido por la aplicación de la carga de temperatura. Si bien algunos autores explican el fenómeno de spalling como el resultado de tensiones de compresión paralelas a la cara caliente y tracción de en dirección perpendicular (Ma, et al., 2015) o como tensiones de tracción perpendiculares a los tendones y debidas a dilatación térmica a elevadas temperaturas (Ellobody, 2014), en el presente caso esa situación se da para un lapso y la combinación de tensiones varía continuamente.

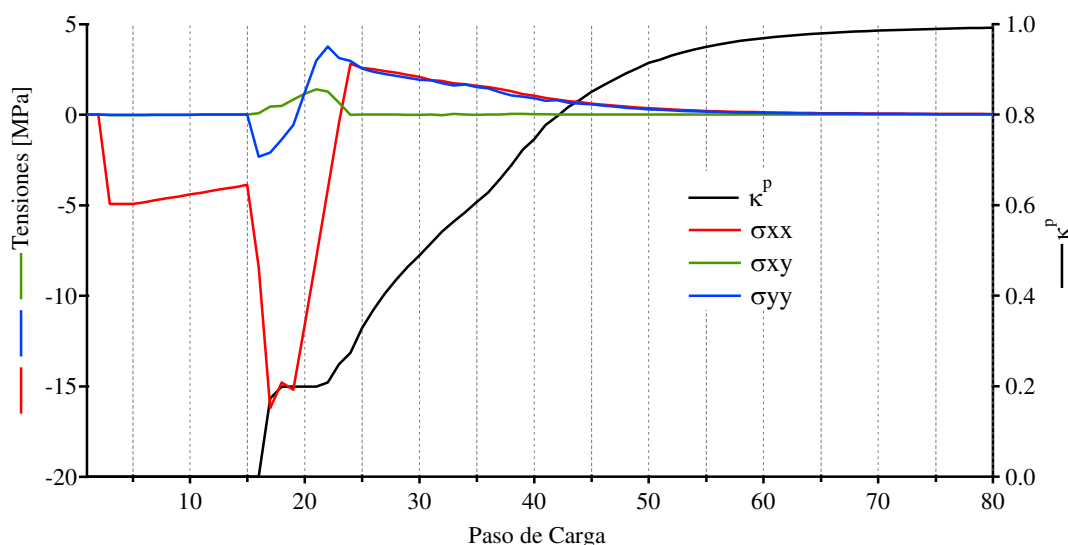


Figura 7. Tensiones y variable de endurecimiento en zona inferior.

## 5 CONCLUSIONES

El empleo de hormigón pre-comprimido es indispensable en muchas situaciones de interés práctico y en especial en estructuras que poseen determinadas características geométricas como el caso de grandes luces. El comportamiento termo-mecánico de estos elementos estructurales presenta ciertas particularidades, y por ello deben estudiarse de manera específica. En el presente trabajo se presenta un procedimiento que permite simular el comportamiento termo-mecánico acoplado de viguetas de hormigón pre-comprimido con armadura pre-tesa.

La combinación de cargas mecánicas y térmicas brinda estados tensionales complejos que resultan poco intuitivos. Se puede observar que al aplicar temperatura el hormigón de la zona inferior disipa rápidamente la energía que tiene disponible y se encuentra fuertemente exigido por estados tensionales de rápida variación temporal. Puesto que la vigueta pre-esa constituye un sistema estático autoequilibrado, que impone condiciones de contorno adicionales a la viga simplemente apoyada, se está en presencia de una estructura cuya curvatura térmica no es libre, dando lugar a estados tensionales crecientes a medida que aumenta la temperatura.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al Consejo Nacional de Investigaciones Científico Técnicas (CONICET), al Consejo de Investigaciones de la UNSa, a la Facultad de Ingeniería de la Universidad Nacional de Salta (UNSa), al Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería (CIMNE), Universidad Politécnica de Cataluña (UPC), al Ministerio de Economía y Competitividad a través de los proyectos BIA2015-67807-R - RESCICLO y EUIN2015-62818 – RESSAFE y al FONCyT a través del Proyecto PICT N° 2015-2230

## REFERENCIAS

- Balázs, G. L. & Lubl6y,  ., 2012. Post-heating strength of fiber-reinforced concretes. *Fire Safety Journal*, Volumen 49, p. 100–106.
- Chung, D. D., 2010. *Composite Materials. Engineering Materials and Processes*.
- Ellobody, E., 2014. Advanced Analysis of Prestressed Hollow Core Concrete Slabs Exposed to Different Fires. *Advances in Structural Engineering*, 17(9), pp. 1281-1299.
- EN 1992-1-2, 2004. Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. EN 1992-1-2.
- Foti, D., 2014. Prestressed slab beams subjected to high temperatures. *Composites: Part B*, Volume 58, p. 242–250.
- Gao, W. Y., Dai, J.-G., Teng, J. G. & Chen, G. M., 2013. Finite element modeling of reinforced concrete beams exposed to fire. *Engineering Structures*, Volume 52, p. 488–501.
- Khaliq, W. & Kodur, V., 2011. Thermal and mechanical properties of fiber reinforced high performance self-consolidating concrete at elevated temperatures. *Cement and Concrete Research*, Volume 41, p. 1112–1122.
- Kodur, V. K. & Agrawal, A., 2017. Effect of temperature induced bond degradation on fire response of reinforced concrete beams. *Engineering Structures*, Volume 142 , p. 98–109.
- Krzemień, K. & Hager, I., 2015 . Assessment of concrete susceptibility to fire spalling: A report on the state-of-the-art in testing procedures. *Procedia Engineering. 7th Scientific-Technical Conference Material Problems in Civil Engineering (MATBUD'2015)*, Volume 108, p. 285–292.
- Lublimer, J., 1972. On the Thermodynamic Foundations of Non-Linear Mechanics. *Int. Journal Non Linear Mechanics*, Volume 7, pp. 237-254.
- Lublimer, J., Oliver, J., Oller, S. & Oñate, E., 1989. A plastic damage model for concrete. *Int. J. Solids Struct.*, 3(25), pp. 299-326.
- Luccioni, B. M., Figueroa, M. I. & Danesi, R. F., 2003. Thermo-mechanic model for concrete exposed to elevated temperatures. *Engineering Structures* , Volume 25, p. 729–742.
- Luccioni, B., Oller, S. & Danesi, R., 1996. Coupled plastic damage model. *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg.*, Issue 129, pp. 81-89.
- Luccioni, B. & Rougier, V., 2005. A plastic damage approach for confined concrete. *Computer & Structures*, Issue 83, pp. 2238-2256.
- Majorana, C. E., Salomoni, V. A., Mazzucco, G. & Houry, G. A., 2010. An approach for modelling concrete spalling in finite strains. *Mathematics and Computers in Simulation*, Volume 80, p. 1694–1712.
- Ma, Q. et al., 2015. Mechanical properties of concrete at high temperature—A review. *Construction and Building Materials*, Volume 93, p. 371–383.
- Massoud, M., 2005. Engineering Thermofluids. Thermodynamics, *Fluid Mechanics, and Heat Transfer*.
- Maugin, G. A., 1992. The thermomechanics of plasticity and fracture. *Cambridge University Press*.
- Oller, S., 1988. *Un modelo de Daño Continuo para materiales Friccionales*, Ph.D. Thesis. Universitat Politcnica de Catalunya, Escola Tcnica Superior D'Ingenyers de Camins, Canals I Ports.
- Oller, S., 2001. Fractura mecánica, Un enfoque global.. s.l.:CIMNE - Edicions UPC, Barcelona.
- Poon, C. S., Shui, Z. H. & Lam, L., 2004. Compressive behavior of fiber reinforced high-performance concrete subjected to elevated temperatures. *Cement and Concrete Research*, Volume 34, p. 2215–2222.

- Rougier, V. C. & Luccioni, B. M., 2007. Numerical assessment of frp retrofitting systems for reinforced concrete elements. *Engineering Structures*, Issue 29, pp. 1664-1675.
- Rozsypalova, I., Schmid, P. & Danek, P., 2017 . Determining the Condition of Reinforced and Prestressed Concrete Structures Damaged by Elevated Temperatures. *Procedia Engineering. 18th International Conference on Rehabilitation and Reconstruction of Buildings 2016, CRRB 2016*, Volume 195, p. 120–126.
- Ruano, G., Isla, A. & Luccioni, B., 2014. Hormigón reforzado con fibras sometido a temperaturas elevadas. *Mecánica Computacional, 23-26 Setiembre, Volumen XXXIII*, pp. 1101-1115.
- Ruano, G. y otros, 2016. Influencia de altas temperaturas en el comportamiento mecánico del hormigón reforzado con fibras. *Amca. Enief 2016*, XXXIV(36).
- Stabler, J. & Baker, G., 2000. *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.
- Tai, Y.-S., Pan, H.-H. & Kung, Y.-N., 2011. 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.
- Toledo, R. T., 2007. *Fundamentals of Food Process Engineering*. FOOD SCIENCE TEXT SERIES.
- Truesdell, C. & Toupin, R., 1960. *The classical field theories. Handbuch der Physik*.
- Ulm, F. J., Acker, P. & Lévy, M., 1999. The Channel Fire II: Analysis of Concrete Damage. *ASCE Journal of the Engineering Mechanics*, March, 125(3), pp. 283-289.
- Ulm, F. J., Coussy, O. & Bazant, Z., 1999. The Channel Fire I: Chemoplastic softening in Rapidly Heated Concrete. *ASCE Journal of the Engineering Mechanics*, March, 125(3), pp. 272-282.
- Zheng, W. Z., Hou, X. M., Shi, D. S. & Xu, M. X., 2010. Experimental study on concrete spalling in prestressed slabs subjected to fire. *Fire Safety Journal*, Volume 45, p. 283–297.