

MODELADO DE HORMIGONES DE ULTRA ALTAS PRESTACIONES REFORZADOS CON FIBRAS BAJO ALTAS VELOCIDADES DE DEFORMACIÓN

Bibiana Luccioni^{a,b}, Facundo Isla^{a,b}, Paula Argañaraz^b, Daniele Forni^{c,d} and Ezio Cadoni^d

^a*Instituto de Estructuras “Arturo M. Guzmán”, FACET, Universidad Nacional de Tucumán, Av. Independencia 1800, 4000 S.M. de Tucumán, Argentina, bluccioni@herrera.unt.edu.ar, <http://www.facet.unt.edu.ar/iest/>*

^b*CONICET, Godoy Cruz 2290, C1425FQB CABA, Argentina, <http://www.conicet.gov.ar/>*

^c*Department of Structural, Geotechnical and Building Engineering, Politecnico di Torino, 10129 Torino, Italy.*

^d*DynaMat Laboratory, university of Applied Sciences of Southern Switzerland, 6952 Canobbio, Switzerland, http://www.supsi.ch/dynamat_en*

Palabras clave: Altas velocidades de deformación, hormigón de ultra altas prestaciones, Fibras, Compuesto, Modelo Numérico.

Resumen. Las ventajas que presentan los hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras frente a otros materiales bajo cargas estáticas sugieren a los mismos como materiales promisorios para soportar cargas dinámicas y especialmente cargas extremas. Sin embargo, se han desarrollado pocos trabajos que evidencien y expliquen las mejoras en la respuesta dinámica debidas a la adición de fibras. El conocimiento actual del comportamiento de estos materiales bajo cargas de alta velocidad es limitado y, más aún, las herramientas para simulación numérica del mismo. En este trabajo se presenta la aplicación de un modelo desarrollado para hormigones reforzados con fibras a la simulación de ensayos de tracción a altas velocidades de deformación, barra de Hopkinson modificada (MHB). El modelo está basado en una modificación de la teoría de mezclas y tiene en cuenta el comportamiento de la matriz y de las fibras y el deslizamiento fibra-matriz a través de un modelo meso-mecánico. Está implementado en un programa de elementos finitos no lineal dinámico explícito. Con el mismo se simulan los ensayos de MHB de hormigones de altas prestaciones con distintos contenidos de fibras a distintas velocidades de carga. La comparación de los resultados numéricos con los experimentales permite analizar la dependencia de la velocidad de deformación de estos materiales. Por otro lado, mediante las simulaciones numéricas realizadas se analiza en detalle el problema de propagación de onda involucrado en el ensayo y se compara el comportamiento real de la probeta con lo predicho a través de las mediciones en las barras input y output.

1 INTRODUCCIÓN

Actualmente se exige que los elementos estructurales puedan soportar cargas estáticas más altas con secciones menores. Pero el verdadero desafío para las construcciones y materiales lo constituyen las cargas extremas provenientes de accidentes (explosiones, fuego), desastres naturales (terremotos, inundaciones, huracanes) y ataques terroristas (explosiones, impacto de alta velocidad, proyectiles). Este tipo de cargas supone acciones impulsivas, fuertes presiones y temperaturas elevadas. La investigación en el campo de las estructuras de protección está enfocada en tales situaciones de carga extrema y su efecto en los elementos estructurales y los materiales. Se busca lograr estructuras muy resistentes para reducir el daño y de esta forma, incrementar la función protectora de las construcciones de edificios. Esto ha llevado al desarrollo de nuevos materiales estructurales entre los que se encuentra el Hormigón Ultra Altas Prestaciones Reforzado con Fibras (HUAPRF) que es un material cementíceo relativamente nuevo que se caracteriza por tener muy alta resistencia, tenacidad a la fractura y ductilidad. Está constituido por una matriz cementicia de alta resistencia y baja porosidad y fibras que le confieren mayor ductilidad y resistencia a tracción, aumentando su capacidad de disipación de energía. Se ha probado las características superiores del HUAPRF comparado con el hormigón normal frente a impacto de baja y alta velocidad (proyectiles) (Wang et al., 2016; Verma et al., 2016; Li and Zhang, 2011; Parkash et al. 2015; Ren et al., 2016; Thai and Kim, 2015; Thai and Kim, 2016; Yu et al., 2016). Como presenta ventajas frente al hormigón armado tradicional en aplicaciones de ingeniería civil y tiene una excelente resistencia a impacto y explosiones, puede ser usado en la construcción de nuevas estructuras estratégicas (Jean and Jim, 2016), refuerzo y reparación y otras aplicaciones en las que resulte sometido a impacto o explosión (Farnam et al., 2010). Sin embargo, su utilización en estructuras de protección sigue siendo un desafío. La complejidad del comportamiento de HUAPRF, combinada con la del análisis de impacto y penetración, hace necesario un conocimiento profundo del comportamiento del material y disponer de modelos y herramientas numéricas adecuados y robustos para poder predecir adecuadamente la respuesta frente a este tipo de acciones (Farnam et al., 2010).

Existen estudios en la bibliografía reciente que muestran las mejoras de este material en cuanto a sus propiedades estáticas respecto del hormigón convencional. Esto lleva a pensar que estas mejoras también se obtienen bajo cargas dinámicas severas. Las fibras contribuyen a aumentar la ductilidad de la matriz que es sumamente frágil y esta mejora está directamente relacionada con el proceso de transferencia de tensiones desde la matriz a las fibras y el efecto de cosido de las fisuras que ejercen las fibras. Sin embargo, si bien se han realizado ensayos uniaxiales para evaluar la respuesta del HUAPRF y la colaboración de las fibras bajo altas velocidades de deformación, los resultados son aún contradictorios (Caverzan et al., 2012). Por otro lado, sólo se ha realizado un número reducido de ensayos para caracterizar el comportamiento de este material bajo cargas explosivas (Wu et al., 2009; Yi et al., 2012; Mao et al., 2015; Ellis et al., 2014). Para entender mejor el comportamiento es necesario realizar más ensayos. Los ensayos de este tipo a escala natural son costosos y los resultados de ensayos a escala reducida no pueden extrapolarse a la escala real (Mao et al., 2015). Es por ello que se requiere desarrollar modelos materiales confiables que permitan simular el comportamiento de este material bajo acciones de impacto y explosión.

En general, los modelos existentes en la literatura para simular el comportamiento de hormigones reforzados con fibras se pueden clasificar en macro-modelos y meso-modelos. En los macro-modelos el comportamiento del compuesto se representa como un único material con propiedades promedio (Hung and Li, 2014; Liu et al., 2009; Tysmans et al., 2015). Este tipo de modelo se usa normalmente en enfoques fenomenológicos en los que las leyes constitutivas se obtienen de ensayos de laboratorio. La principal ventaja de estos modelos es la utilización de

información del material relevante a escala estructural, pero la mayor desventaja es la necesidad de realizar numerosos ensayos de laboratorio ya que la contribución de las fibras no se tiene en cuenta explícitamente. Algunos de estos inconvenientes se pueden solucionar usando modelos derivados a escala meso-mecánica en los que se tienen en cuenta las distintas componentes: matriz de hormigón, fibras e interfaz (Luccioni et al., 2012; Caggiano et al., 2012; Oliver et al., 2012). Estos modelos, a su vez, son útiles para el diseño de este tipo de materiales. En general, estos modelos tienen dos puntos fundamentales: la derivación de las fuerzas de las fibras cosiendo las fisuras y la forma en que se obtiene el comportamiento del compuesto a partir del comportamiento de las fibras y la matriz. Los modelos difieren en la forma en que se formulan y combinan ambos aspectos del problema. Salvo unos pocos modelos (Fang and Zhang, 2013), la mayoría de los modelos meso-modelos han sido desarrollados y calibrados para cargas estáticas, no tienen en cuenta la posibilidad de inversión del sentido de la carga en la respuesta a arrancamiento ni el efecto de la elevada velocidad de deformación.

Son bastante escasos los modelos adecuados para simular el comportamiento de HUAPRF bajo cargas explosivas o impacto (Mao et al. 2014). En general, la respuesta bajo cargas explosivas e impacto se simula mediante códigos explícitos del tipo hidrocódigo utilizando modelos originalmente desarrollados para hormigón. Li et al.(2012) analizan los modelos de este tipo más adecuados para reproducir el comportamiento del HUAPRF bajo este tipo de acciones. Todos ellos son macro-modelos, no tienen en cuenta las fibras de manera explícita. Algunos aspectos específicos del comportamiento que no pueden ser tenidos en cuenta son el efecto de las fibras cosiendo las fisuras que evita la desintegración del material y el efecto de la velocidad de deformación en el compuesto. Los modelos de erosión existentes en los hidrocódigos para eliminar aquellos elementos que resultan muy distorsionados presentan grandes limitaciones aún el caso de hormigones normales sin fibras (Luccioni et al., 2013). Ellis et al (2014) presentan recientemente un modelo para simulación numérica del HUAPRF bajo cargas explosivas utilizando un enfoque multi-escala jerárquico. En la escala más fina, que corresponde a las fibras, se simula la fractura de la matriz y el efecto de arrancamiento de las fibras utilizando un modelo de dos elementos cuerpo rígido-resorte.

2 MODELO PARA HUAPRF

EL HUAPRF puede ser interpretado como un compuesto consistente en una matriz frágil de Hormigón de Ultra Altas Prestaciones (HUAP) con fibras dispersas en la misma. Como aproximación, se supone que las fibras están orientadas en un número discreto de direcciones respecto a los ejes de referencia. En este trabajo se emplea una modificación de la teoría de mezclas (Oller et al., 1996; Oñate et al., 1991) que permite tener en cuenta la ortotropía del comportamiento de las fibras y su deslizamiento respecto de la matriz de una manera simplificada (Luccioni et al. 2015).

La teoría de mezclas clásica supone que todas las componentes del compuesto experimentan la misma deformación. Para el HUAPRF y pequeñas deformaciones esta condición de compatibilidad se escribe como:

$$\varepsilon_{ij} = (\varepsilon_{ij})_h = (\varepsilon_{ij})_{F_k} \quad (1)$$

donde ε_{ij} y $(\varepsilon_{ij})_m$ son las deformaciones en el compuesto y cada una de las componentes. El subíndice h identifica al hormigón mientras que F_k identifica a las fibras en la dirección k con $k = 1, \dots, n$ direcciones. La tensión se obtiene como

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{kl}, \alpha_k)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m \frac{\partial \Psi_m(\varepsilon_{kl}, (\alpha_i)_m)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m (\sigma_{ij})_m \quad (2)$$

Donde $\Psi(\varepsilon_{ij}, \alpha_i)$ y $\Psi_m(\varepsilon_{ij}, (\alpha_i)_m)$ son las densidades de energía libre por unidad de volumen del compuesto y de cada una de las componentes m respectivamente, $k_m = dV_m/dV$ es la correspondiente proporción volumétrica, $(\alpha_i)_m$ es un conjunto de variables internas y $(\sigma_{ij})_m$ es la tensión en la componente m que se obtiene a partir de la correspondiente ecuación constitutiva.

Debe notarse que la Ec. (1) no se cumple en el HUAPRF ya que las fibras se deslizan respecto de la matriz. A los efectos de poder usar esta teoría para el HUAPRF, se modifica el modelo constitutivo de las fibras incluyendo en el mismo el deslizamiento fibra-matriz sin necesidad de considerar explícitamente la interfaz fibra-matriz. Se supone que la deformación total de las fibras está compuesta por una deformación elástica ε_{ij}^e , una deformación plástica ε_{ij}^p y una deformación debida al deslizamiento ε_{ij}^s

$$(\varepsilon_{ij})_{F_k} = (\varepsilon_{ij}^e)_{F_k} + \underbrace{(\varepsilon_{ij}^p)_{F_k} + (\varepsilon_{ij}^s)_{F_k}}_{(\varepsilon_{ij}^{ps})_{F_k}} \quad k = 1, \dots, n \quad (3)$$

Estrictamente sólo los dos primeros términos corresponden a la matriz mientras que el tercero se desarrolla en la interfaz fibra-matriz. Como resultado de ese término, la deformación en la fibra misma es distinta de la matriz.

2.1 Modelo plástico para las componentes

A fin de poder simular adecuadamente los efectos de las altas velocidades de deformación en el comportamiento mecánico del material compuesto, se utilizan modelos elastoplásticos dependientes de la velocidad de deformación para las componentes: matriz, fibras y el deslizamiento fibra-matriz. La dependencia de la velocidad de la carga se puede lograr mediante una extensión viscosa que, de paso, permite lograr objetividad de la respuesta respecto del tamaño de la malla de elementos finitos (Aráoz and Luccioni, 2015). Sin embargo se puede probar que esto equivale a introducir una longitud característica en el modelo que está directamente relacionada con el ancho de la banda de localización y para el tamaño de los especímenes en estudio no se puede compatibilizar ese tamaño con la amplificación dinámica que se observa en la matriz de hormigón. El límite del comportamiento elástico se describe a través de una función de fluencia definida como:

$$F(\sigma_{ij}, \kappa^p) = f(\sigma_{ij}) - K(\dot{\varepsilon}, \kappa^p) \quad (4)$$

donde κ^p es la variable de endurecimiento plástico isotrópico, $\dot{\varepsilon}$ es la velocidad de deformación efectiva y K la función de endurecimiento plástico.

2.2 Hormigón

Para el hormigón se utiliza la función de fluencia de Lubliner Oller modificada (Luccioni and Rougier, 2005). La función de endurecimiento se define a partir de las respuestas en tracción y compresión uniaxial estáticas que se combinan teniendo en cuenta el estado tensional y las velocidades de deformación efectivas en tracción y compresión que se calculan como

$$\dot{\varepsilon}^+ = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^+ \dot{\varepsilon}_{ij}^+} \quad \dot{\varepsilon}^- = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^- \dot{\varepsilon}_{ij}^-} \quad (5)$$

donde $\dot{\varepsilon}_{ij}^+$ y $\dot{\varepsilon}_{ij}^-$ son las proyecciones espectrales positivas y negativas del tensor velocidad de deformación (Luccioni, 2003). La función de endurecimiento se calcula como:

$$K(\dot{\varepsilon}, \kappa^p) = rR_0K_t(\dot{\varepsilon}^+, \kappa^p) + (1-r)K_c(\dot{\varepsilon}^-, \kappa^p) \quad (6)$$

$$r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \geq 0 \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad (7)$$

σ_i : son las tensiones principales y R_0 representa la relación entre los umbrales elásticos de compresión y tracción uniaxial.

$$K_t(\dot{\varepsilon}^+, \kappa^p) = D_t(\dot{\varepsilon}^+) \sigma_t(\kappa^p) \quad K_c(\dot{\varepsilon}^-, \kappa^p) = D_c(\dot{\varepsilon}^-) \sigma_c(\kappa^p) \quad (8)$$

$\sigma_t(\kappa^p)$ y $\sigma_c(\kappa^p)$ representan las variaciones de la tensión en ensayos estáticos de tracción y compresión uniaxial respectivamente, mientras que $D_t(\dot{\varepsilon}^+)$ y $D_c(\dot{\varepsilon}^-)$ representan los factores de amplificación dinámica que deben ser calibrados con resultados experimentales. En la bibliografía se pueden encontrar distintas expresiones para la amplificación dinámica en compresión y tracción del hormigón pero deben ser utilizadas con cuidado porque dependen fuertemente de la calidad del hormigón y de las dimensiones de las probetas ya que, en general, no se mide esta amplificación en el material mismo sino en la respuesta estructural que incluye efectos como las fuerzas de inercia y el confinamiento inercial. Se sabe que el comportamiento del material en compresión prácticamente no presenta amplificación debida a la velocidad de la carga mientras que en tracción esta amplificación es importante (Aráoz y Luccioni, 2015).

La variable de endurecimiento plástico isotrópico se obtiene normalizando la energía disipada plásticamente a la unidad.

$$\kappa^p = \left[\frac{r}{g_f^*} + \frac{(1-r)}{g_c^*} \right] \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (9)$$

donde

$$g_f^* = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R_0}{f(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} g_f(\dot{\varepsilon}^+) \quad g_c^* = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} g_c(\dot{\varepsilon}^-) \quad (10)$$

$$H(-r) \begin{cases} = 0 & \text{if } r > 0 \\ = 1 & \text{if } r = 0 \end{cases} \quad (11)$$

g_f y g_c son las máximas densidades de energía disipadas en tracción y compresión uniaxial estática que se evalúan de la siguiente manera:

$$g_f = D_t(\dot{\varepsilon}^+) \frac{G_f}{l_c} \quad \text{y} \quad g_c = D_c(\dot{\varepsilon}^-) \left(\frac{G_c}{l_c} \right) \quad (12)$$

Donde G_f es la energía de fractura medida en un ensayo estático, G_c la energía por unidad de área disipada durante el proceso de compresión estática y l_c es un parámetro externo dependiente del tamaño de la malla de elementos finitos (EF) que se introduce para lograr objetividad de la respuesta en ablandamiento respecto del tamaño de la malla de elementos finitos.

2.3 Fibras

La deformación plástica de las fibras mismas en conjunto con el deslizamiento fibra-matriz

se modela a través de un modelo elastoplástico para materiales ortótropos. Normalmente, las fibras se deslizan antes de entrar en fluencia por lo que el límite elástico representa el umbral de deslizamiento que es marcadamente menor en la dirección de las fibras. Tanto la deformación plástica de las fibras como su deslizamiento respecto de la matriz están orientados en la dirección axial de las mismas. Para tener en cuenta esta ortotropía se usa el concepto de mapeo de espacios (Betten, 1998; Ruano et al., 2015). Se supone que existen dos espacios, el espacio ortótropo real y un espacio isótropo ficticio. Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados a través de un tensor de transformación A_{klij} que contiene la información sobre la ortotropía del material

$$\tau_{kl} = A_{klij}\sigma_{ij} \quad (13)$$

donde τ_{kl} y σ_{ij} son las tensiones en el espacio isótropo ficticio y en el espacio ortótropo real respectivamente. Se supone que el tensor A_{klij} es un tensor diagonal (Toledo et al., 2008):

$$A_{klij} = \delta_{im}\delta_{jn}\delta_{km}\delta_{ln}\frac{\bar{\tau}}{\bar{\sigma}_{mn}} \quad (14)$$

donde δ_{im} es el delta de Kronecker, $\bar{\tau}$ es el límite elástico en el espacio isótropo ficticio y $\bar{\sigma}_{mn}$ es el valor del umbral elástico en el espacio ortótropo real en la dirección m en el plano normal a n . El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio y luego los resultados son mapeados al espacio ortótropo real. El límite elástico en el espacio ortótropo real se define a través de una función F^{ps} que puede expresarse como sigue:

$$F^{ps}(\sigma_{ij}, \kappa^{ps}) = \bar{F}(\tau_{ij}, \bar{\kappa}^{ps}) = \bar{f}(\tau_{ij}) - \bar{K}(\dot{\bar{\epsilon}}, \bar{\kappa}^{ps}) = 0 \quad (15)$$

\bar{F} es la función que define el límite elástico en el espacio isótropo ficticio, \bar{f} es la tensión equivalente definida en este trabajo mediante la función de Von Mises para materiales isótropos y $\bar{K}(\dot{\bar{\epsilon}}, \bar{\kappa}^{ps})$ es la función de endurecimiento que, en principio, depende del trabajo inelástico en el espacio isótropo ficticio $\bar{\kappa}^{ps}$ y de la velocidad de deformación de manera análoga al caso del hormigón, con la diferencia de que en este caso no hace falta distinguir entre tracción y compresión.

$$\bar{K}(\dot{\bar{\epsilon}}, \bar{\kappa}^{ps}) = D(\dot{\bar{\epsilon}}) \sigma(\bar{\kappa}^{ps}) \quad (16)$$

La función $D(\dot{\bar{\epsilon}})$ se puede obtener a partir de resultados experimentales. Para definir la función de endurecimiento estática $\sigma(\bar{\kappa}^{ps})$ como una función del trabajo inelástico en el espacio isótropo ficticio, se utilizan las curvas de arrancamiento de las fibras que se obtienen con el modelo que se describe en la siguiente sección.

La evolución de las deformaciones inelásticas en las fibras y en la interfaz fibra/matriz se obtiene mediante la regla de flujo plástico utilizando también el concepto de mapeo de espacios.

$$\dot{\epsilon}_{ij}^{ps} = \lambda \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} = \lambda \frac{\partial \bar{G}}{\partial \sigma_{ij}} = \lambda \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \lambda \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} A_{klij} \quad (17)$$

2.4 Deslizamiento fibra matriz

En el caso de fibras rectas como las que se estudian en este trabajo la resistencia al arrancamiento está sólo provista por la fuerza de fricción que se genera en la interfaz fibra-matriz pero si las fibras están inclinadas respecto de la fisura se genera un aporte a la resistencia al arrancamiento que depende de la deformación por flexión de las mismas. La ecuación de equilibrio se obtiene del principio de potencias virtuales y resulta (Isla, 2014):

$$P = \int_L \left(\frac{d\tilde{\epsilon}_s}{d\delta} N + \left(\frac{d\tilde{\epsilon}_s}{d\delta} C + \frac{dC}{d\delta} \right) M + t_{fm} \left(1 - \int_s^L \frac{d\tilde{\epsilon}_s}{d\delta} ds \right) \right) ds \quad (18)$$

Donde M es el momento flector en la fibra, C es la curvatura de la fibra, N es el esfuerzo normal en la fibra, $\tilde{\epsilon}_s$ es la deformación axial de la fibra, δ es el deslizamiento del extremo libre de la fibra, L es la longitud embebida y t_{fm} es la resultante de las fuerzas tangenciales en la interfaz que se define de la siguiente manera

$$t_{fm}(s) = \tau_d \psi + \langle -\tilde{\sigma} \rangle \psi f \quad (19)$$

El primer término representa el efecto *misfit* (Pinchin y Tabor, 1978) que se evalúa a través de la tensión de corte τ_d en la interfaz. El segundo término representa la contribución de las fuerzas friccionales generadas por presión normal $\tilde{\sigma}$ que ejerce la matriz sobre las fibras cuando el compuesto está sometido a un estado tensional tridimensional, f es el coeficiente de roce dinámico y ψ es el perímetro de la fibra. Se supone que la tensión de corte τ_d es uniforme a lo largo de la fibra y que queda definida por una función exponencial del desplazamiento δ .

3 IMPLEMENTACIÓN NUMÉRICA

El modelo descripto se implementó en un programa de elementos finitos plano no lineal dinámico con el que se resolvieron los ejemplos de aplicación que se presentan en la sección siguiente. La integración temporal de las ecuaciones de movimiento puede hacerse en forma implícita usando el método de Newmark o de manera explícita usando diferencias finitas centrales. En cada caso se indica la metodología utilizada para resolver el problema.

En cada iteración en el tiempo se deben calcular las fuerzas internas y para ello las tensiones del compuesto. Debido a que se usa la teoría de mezclas como marco, todas las componentes, matriz de hormigón y fibras experimentan la misma deformación total, aunque se sabe que la deformación de las fibras no representa la deformación de las fibras mismas únicamente sino que incluye la deformación inelástica de la interfaz fibra-matriz. Debido a la hipótesis de compatibilidad de deformaciones, se pueden integrar las ecuaciones constitutivas de cada una de las componentes por separado.

4 ENSAYOS EN BARRA DE HOPKINSON MODIFICADA

4.1 Descripción de los ensayos

El ensayo en Barra de Hopkinson Modificada (MHB) consiste en dos barras de aluminio cilíndricas de 20 mm de diámetro y 3m y 6m de longitud que se llaman barras input y output respectivamente y entre las cuales se pega el espécimen con una resina epoxi bi-componente, ver Figura 1. La barra input está conectada a una barra de pretensado de acero de alta resistencia de 6m de longitud y 12 mm de diámetro que se usa para generar el pulso. El ensayo se realiza de la siguiente manera:

- a) En primer lugar un actuador hidráulico tira de la barra de pretensado, y la pretensión está asegurada mediante un perno de bloqueo
- b) La segunda operación consiste en la rotura del perno de bloqueo que da lugar a un pulso mecánico de tracción de 2.4 ms de duración con un incremento lineal de la carga durante los primeros 40 microsegundos. El pulso se propaga a lo largo de las barras input y output dando lugar a la falla del espécimen.

El pulso se propaga en la barra input con la velocidad de propagación de ondas elásticas C_0 y forma constante. Cuando el pulso incidente alcanza la probeta de hormigón, parte del pulso se refleja y otra parte pasa a través del espécimen y se propaga por la barra output (onda transmitida). Las amplitudes relativas de las ondas incidentes, reflejadas y transmitidas dependen de las propiedades mecánicas del espécimen. Sobre las barras input y output se pegan strain-gauges a 800 mm de los extremos en contacto con el espécimen donde se mide la

deformación elástica en el tiempo generada por los pulsos incidentes, reflejados y transmitidos.

Utilizando la teoría de propagación de ondas, se pueden obtener las tensiones y deformaciones en la probeta a partir de las mediciones efectuadas en las barras input y output de la siguiente manera

$$\sigma(t) = N_t(t)/A \quad (20)$$

$$C\dot{O}D(t) = -2C_0\varepsilon_r(t) \quad (21)$$

$$COD(t) = -2C_0 \int_0^t \varepsilon_r(\tau) d\tau \quad (22)$$



Figura 1: Ensayo MHB (Caverzan et al., 2012)

Donde σ es la tensión en el espécimen a la altura de la entalla, $N_t(t)$ es la carga registrada en la barra output, $C\dot{O}D$ es la velocidad de apertura de la fisura, $COD(t)$ es la apertura de la fisura y $\varepsilon_r(t)$ es la deformación reflejada medida en la barra input. Se pueden calcular valores promedios de deformación y velocidad de deformación dividiendo $COD(t)$ y $C\dot{O}D$ por la longitud del espécimen $L = 20mm$ pero en el caso de ensayos de tracción de materiales frágiles la fisura es localizada por lo que resulta conveniente trabajar directamente con desplazamientos en lugar de deformaciones.

Estas expresiones se basan en considerar que la tensión incidente es igual a la suma de la tensión reflejada y la tensión transmitida, lo cual no se cumple en los primeros instantes. Cuanto más corto es el espécimen menor es la duración de esa fase. Se sabe también que, a raíz de este efecto, la tensión calculada con la Ec. (20) es siempre un poco menor que la tensión real en la probeta.

4.2 Resultados experimentales (Cadoni and Forni, 2016)

Los resultados experimentales que se usan en este trabajo corresponden a probetas de HUAP y HUAPRF ensayados en la MHB usando dos esfuerzos distintos en la barra de pretensado 18 kN y 36 kN. La resistencia a tracción estática es de 8.0 ± 0.5 MPa y 8.2 ± 1.2 MPa para HUAP y HUAPRF respectivamente. El HUAPRF está formado por la misma matriz de HUAP y 3% fibras de acero de alta resistencia rectas de 13 mm de longitud y 0.16 mm de diámetro. Las probetas de HUAPRF fueron moldeadas en dirección perpendicular a la dirección de

hormigonado por lo que el contenido de fibras efectivamente actuando en la dirección axial es menor al nominal (3%).

En todos los casos las probetas ensayadas son cilíndricas de 20 mm de largo por 20 mm de diámetro, con una entalla central de profundidad promedio 2.6 mm. En la [Tabla 1](#) se presenta el resumen de las probetas estudiadas, sus dimensiones reales, el número de fibras contadas una vez ensayadas las probetas y la densidad correspondiente.

Probeta	Diam. inicial	Long. [mm]	Diam. entalla	Fibras		Pret. [kN]
	[mm]		[mm]	N°	Densidad	
				---	---	18
HUAP_01	20.00	19.13	14.80	---	---	18
HUAP_03	20.14	19.38	14.54	---	---	18
HUAP_04	20.05	19.20	14.65	---	---	18
HUAP_05	20.10	20.30	16.10	---	---	18
HUAP_06	19.40	20.00	13.40	---	---	36
HUAP_07	19.45	20.10	14.45	---	---	36
HUAP_08	19.50	18.65	12.90	---	---	36
HUAP_09	19.45	19.80	13.05	---	---	36
HUAPRF_06	19.45	20.55	13.05	67	0.010	36
HUAPRF_07	19.55	20.45	14.35	117	0.015	36
HUAPRF_08	19.55	20.40	14.35	109	0.014	36
HUAPRF_09	19.60	20.10	13.60	124	0.017	18
HUAPRF_10	19.60	19.80	13.90	94	0.012	18
HUAPRF_11	19.55	19.30	13.55	100	0.014	18
HUAPRF_12	19.55	21.10	13.75	111	0.015	18

Tabla 1: Dimensiones y contenido de fibras de las probetas. Fuerza de pretensión

5 SIMULACIÓN NUMÉRICA

5.1 Introducción

En esta sección se simulan numéricamente ensayos de tracción estática del HUAP y HUAPRF a los fines de calibrar las propiedades del HUAP y de arrancamiento estático de las fibras. Luego se utilizan estas propiedades para simular los ensayos de tracción a altas velocidades de deformación en la MHB con dos fuerzas de pretensado distintas lo cual permite calibrar y verificar la capacidad de los modelos para simular ensayos de alta velocidad de carga.

5.2 Ensayos estáticos

En la [Figura 2](#) se muestra una fotografía del ensayo de tracción estático en el que la probeta de las mismas dimensiones que las usadas en los ensayos en MHB se pega a las mordazas de la máquina de carga. En la misma figura se muestra el modelo axial simétrico con el que se simuló este problema. Se utilizaron elementos axial simétricos de 4 nodos y 2x2 puntos de integración. Se fijó el borde inferior y se impuso el mismo desplazamiento vertical en los nodos superiores. La malla se refinó hasta obtener independencia de la respuesta respecto del tamaño de la malla de elementos finitos.

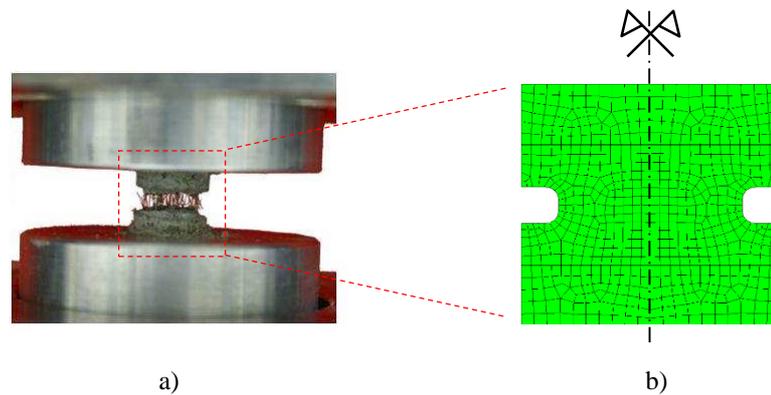


Figura 2: Ensayo estático de tracción. a) Ensayo (Caverzan et al., 2012), b) Modelo numérico

En la [Tabla 2](#) y la [Tabla 3](#) se resumen las propiedades del HUAP y de las fibras utilizadas.

Propiedad	
Módulo de elasticidad E [MPa]	50000
Coefficiente de Poisson ν	0.2
Resistencia a compresión uniaxial σ_{uc} [MPa]	180.0
Límite elástico en compresión uniaxial σ_{yc} [MPa]	120.0
Relación entre límites elásticos en compresión y tracción R^{op}	15.
Energía de fractura G_f [MPa.mm]	0.1
Energía de aplastamiento G_c [MPa.mm]	12.0

Tabla 2: Propiedades mecánicas estáticas del HUAP

Fibras	Módulo de elasticidad [GPa]	210
	Coefficiente de Poisson	0.2
	Tensión de rotura [MPa]	3000
Intenfaz	Tensión tangencial máxima τ_{max} [MPa]	16
	Tensión tangencial residual τ_{resd} [MPa]	11
	Coefficiente friccional f	0.30

Tabla 3: Propiedades mecánicas de las fibras y de la interfaz fibra-matriz

En primer lugar se muestra la simulación del arrancamiento de una fibra de acero de la matriz de HUAP mediante el modelo de arrancamiento descrito en la sección 2.4. Se considera la fibra alineada con la fuerza de arrancamiento y con la mitad de su longitud embebida en la matriz. En la [Figura 3a](#) se muestra la curva carga-deslizamiento obtenida. Como se trata de una fibra recta, una vez comenzado el deslizamiento, la carga cae de manera aproximadamente exponencial a cero. La máxima tensión alcanzada en la fibra es aproximadamente 2500 MPa lo cual está por debajo de la resistencia a tracción de las fibras (~3000 MPa). Este resultado garantiza que las fibras no se cortan durante el proceso de arrancamiento.

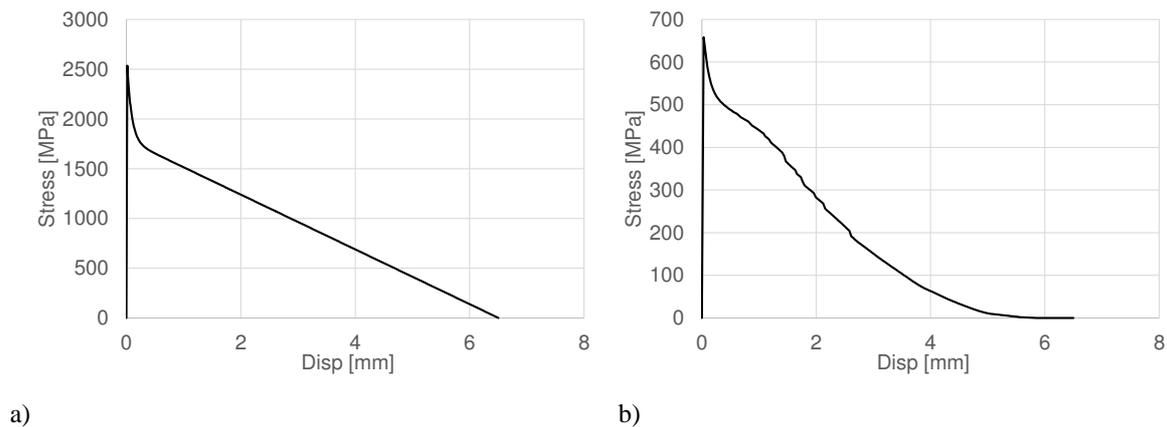


Figura 3: Curva de arrancamiento estática. a) Fibra alineada, $L_{embeb} = L_f/2$; b) Combinación de fibras

Como en las probetas de HUAPRF las fibras no están alineadas con la tensión principal, se simuló ensayos de arrancamiento con distintas orientaciones respecto de la fuerza de arrancamiento $-80^\circ, -60^\circ, -40^\circ, -20^\circ, 0^\circ, 20^\circ, 40^\circ, 60^\circ, 80^\circ$. Además se consideraron distintas longitudes embebidas comprendidas entre 0 y $1/2$ de la longitud de las fibras (L_f). En la [Figura 3b](#) se muestra la curva de arrancamiento obtenida como promedio. Se observa que al combinar distintas orientaciones y longitudes embebidas se obtiene una resistencia al arrancamiento notablemente menor.

Se simuló, a continuación, el comportamiento estático de las probetas de la [Figura 2](#) con las características mecánicas de las tablas 2 y 3. Se utilizó en este caso una simulación implícita. En el caso del HUAPRF se utilizó un porcentaje de fibras de 1.4% que corresponde al promedio de fibras contadas luego de los ensayos ([Cadoni and Forni, 2016](#)). Como se trata de un ensayo uniaxial en donde la dirección principal de tensión es conocida, se trabajó directamente con una única componente equivalente al promedio de las fibras ([Figura 3b](#)) para tener en cuenta el aporte de las mismas al compuesto. En la [Figura 4](#) se muestran las curvas tensión alargamiento obtenidas para las probetas de HUAP y HUAPRF. Como el estado tensional no es uniforme en la probeta, la tensión representada se obtuvo dividiendo la carga total aplicada por el área de la sección entallada. Puede verse que las resistencias a tracción obtenidas para el HUAP y el HUAPRF se corresponden con los valores promedio experimentales ([Cadoni and Forni, 2016](#)). La respuesta numérica sigue aproximadamente el comportamiento promedio experimental obtenido por [Cadoni et al. \(2012\)](#) para un hormigón levemente menos resistente con un porcentaje algo menor de las mismas fibras alineadas. Comparando la respuesta del HUAP con la del HUAPRF se manifiesta claramente el efecto de las fibras que ayudan a controlar el proceso de fisuración permitiendo una respuesta post-pico dúctil. Sin embargo, salvo en una breve etapa que sigue a la fisuración de la matriz de HUAP, el comportamiento del conjunto sigue presentando ablandamiento, lo cual da lugar a una localización de deformaciones inelásticas que está favorecida por la entalla.

5.3 Ensayos en MHB

Teniendo en cuenta la simetría axial del problema, para simular estos ensayos se utilizó un modelo axial simétrico que representa la barra input (20 mm de diámetro y 3 m de longitud), la probeta (20 mm de diámetro y 20 mm longitud) y la barra output (20 mm de diámetro y 6m de longitud). El modelo se muestra en la [Figura 5](#) donde se puede ver también un detalle de la probeta. Se utilizaron elementos cuadriláteros de 4 nodos y 2×2 puntos de integración. Para las probetas se usó la misma que en las simulaciones estáticas mientras que para las barras input y output se utilizó una malla menos densa.

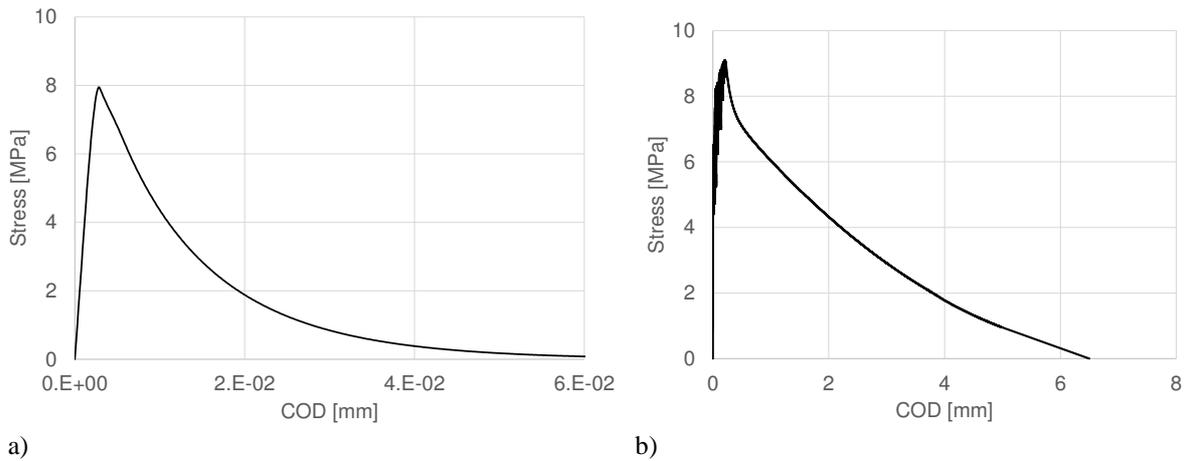


Figura 4: Respuesta a tracción uniaxial estática a) HUAP b) HUAPRF

El aluminio de las barras input y output se simuló como un material elástico lineal isótropo con módulo de elasticidad de 69000 MPa y coeficiente de Poisson igual a 0.33. Tanto para la matriz de HUAP como para las fibras, se utilizaron los modelos elastoplásticos descritos en la sección 2. Las propiedades utilizadas para el HUAP y las fibras son las indicadas en Tablas 2 y 3. Los valores de la función de amplificación dinámica en tracción fueron calibrados para reproducir los aumentos de resistencia debidos a la velocidad de carga observados en los ensayos en MHB. Como primera aproximación, se utilizó el mismo factor de amplificación dinámica para la resistencia a tracción que para la energía de fractura (Ec. (12)).

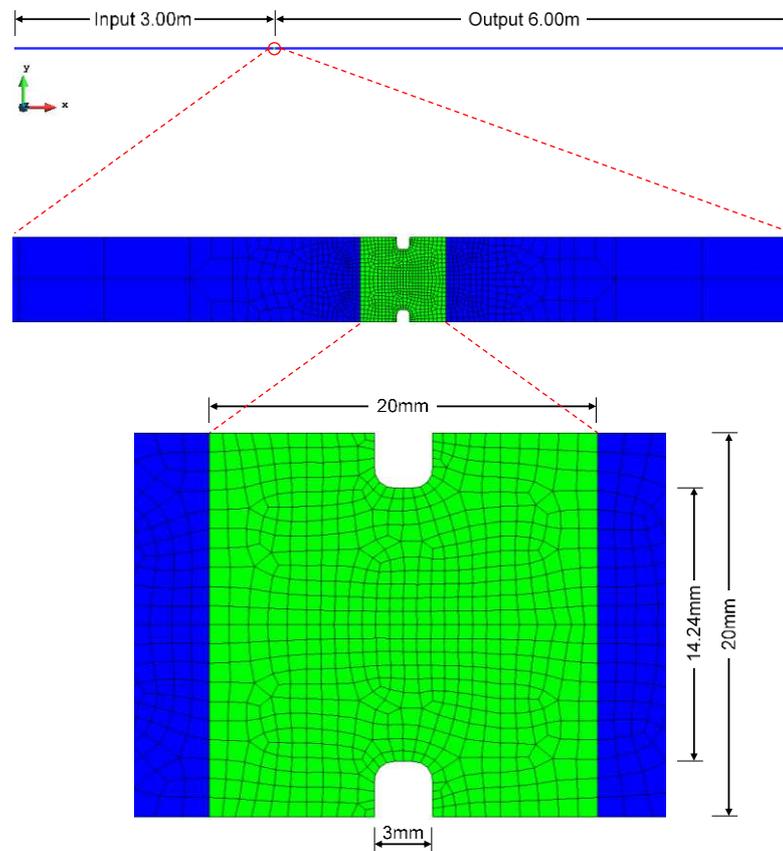


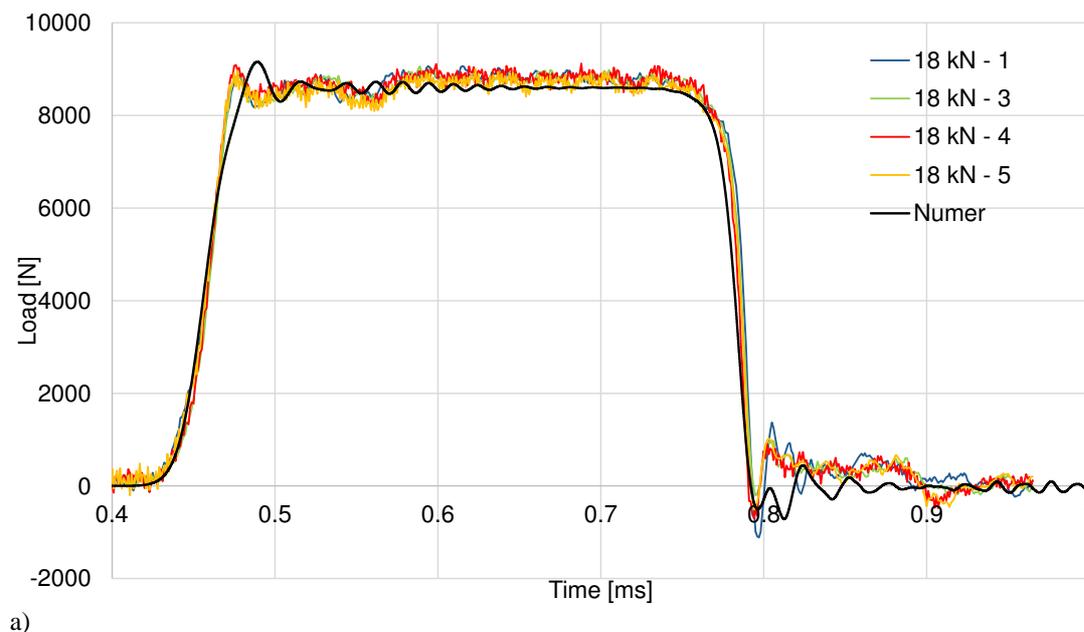
Figura 5: Modelo numérico MHB

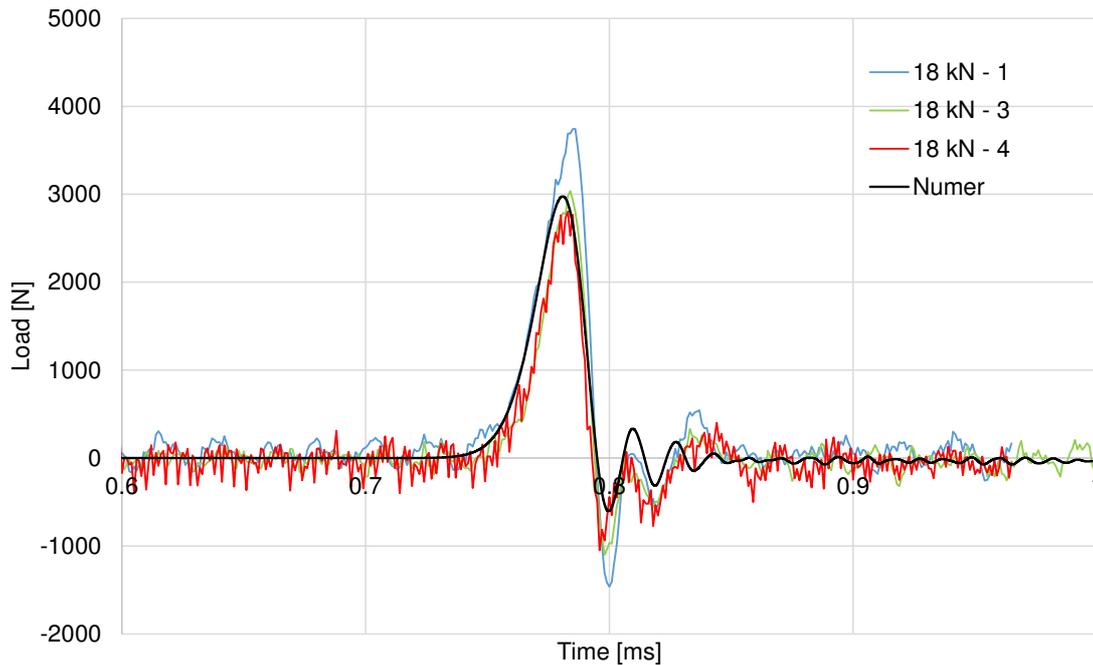
Para reproducir lo más fielmente posible las condiciones del ensayo en MHB, los únicos vínculos que se pusieron en el modelo son los correspondientes a la simetría axial. Se aplicó en el extremo de la barra input una carga consistente en una tensión de tracción variable en el tiempo con una forma trapezoidal de una duración de 2.4 ms y una rampa inicial de 40 μ s. Se utilizó en este caso una simulación explícita. Se registraron los valores de tensión en función del tiempo en puntos en coincidencia con los puntos de medición de los ensayos (barras input y output a 800 mm de los extremos de la probeta). Adicionalmente, se midieron los desplazamientos y velocidades de los extremos de los especímenes y las historias de tensión y deformación en puntos ubicados en el interior de las probetas.

5.3.1. HUAP

En primer lugar se simuló el ensayo de tracción dinámica de una probeta de HUAP para el caso de la fuerza de pretensión de 18 kN. Se utilizó una profundidad de entalla promedio. En la [Figura 6](#) se presenta la variación de la carga en función del tiempo obtenida numéricamente en las barras input y output y su comparación con los registros experimentales. Se observa una buena concordancia entre los resultados numéricos y los experimentales.

En las simulaciones numéricas se registró la variación de la tensión axial en el tiempo en puntos interiores de la probeta en la zona de la entalla. En la [Figura 7](#) se muestra la comparación de dicha historia de tensión con la obtenida a partir de los registros de la barra output utilizando la [Ec.\(20\)](#). Se puede observar que, en coincidencia con [Caverzan et. al \(2012\)](#), la tensión pico en la probeta es mayor que la calculada con la [Ec.\(20\)](#), debido a que la tensión transmitida es siempre un poco menor que la suma de la incidente y la reflejada. Además el pico de tensión en la probeta tiene lugar antes que la onda llegue a la barra output, razón, por la cual aparece desplazada en la [Figura 7](#). Observando la [Figura 7](#) se puede ver que para este ensayo la tensión máxima del hormigón es aproximadamente 22 MPa, 2.75 veces la resistencia a tracción estática (Factor de incremento dinámico DIF=2.75).





b)

Figura 6: Ensayo MHB en HUAP (18 kN) a) Barra Input, b) Barra output

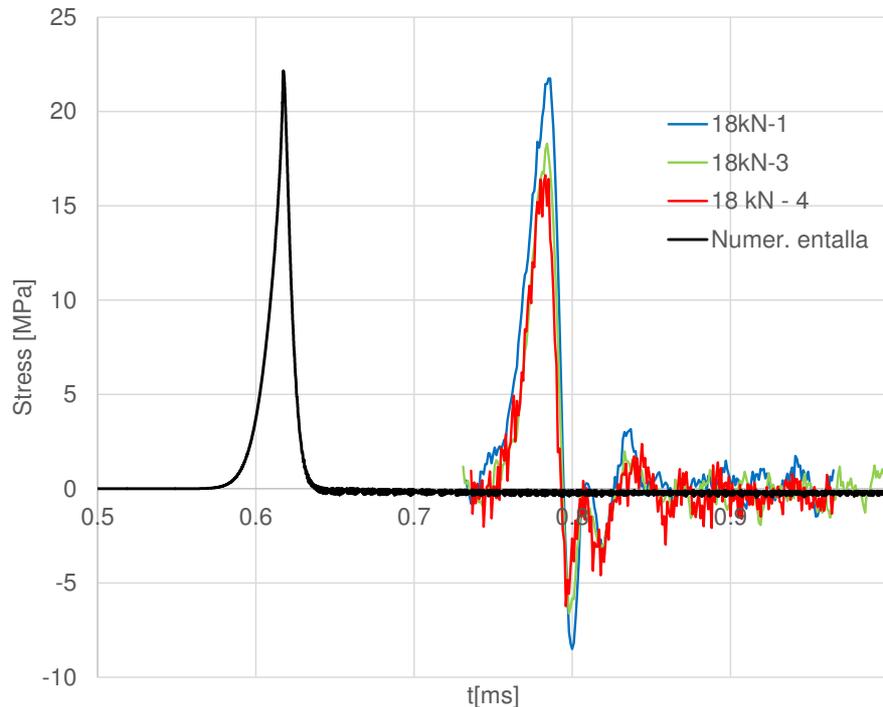


Figura 7: Ensayo MHB en HUAP (18 kN). Tensión en función del tiempo en la zona de la entalla. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

En la [Figura 8](#) se muestra la variación de la tensión en la probeta con la apertura de fisura (COD) obtenida numéricamente y su comparación con la obtenida a partir de los resultados experimentales usando las [Ecs. \(20\) a \(22\)](#). Se presentan dos curvas numéricas. Una se obtuvo representando la tensión en un punto de la probeta a la altura de la entalla en función del

desplazamiento relativo entre los extremos del espécimen, mientras que la otra se obtuvo utilizando las Ecs.(20) a (22) a partir de la variación de la carga en función del tiempo en las barras input y output calculada numérica. Se puede ver que la curva tensión – desplazamiento en la probeta tiene un aspecto algo distinto al que se obtiene procesando los registros de las barras input y output. El área bajo la curva tensión desplazamiento en la probeta representa la energía de fractura. A modo de prueba, se realizaron simulaciones con amplificación dinámica de la energía de fractura mayor que la de la resistencia a tracción. La curva tensión-COD en la probeta se modificó notablemente, no así las mediciones de las barras input y output.

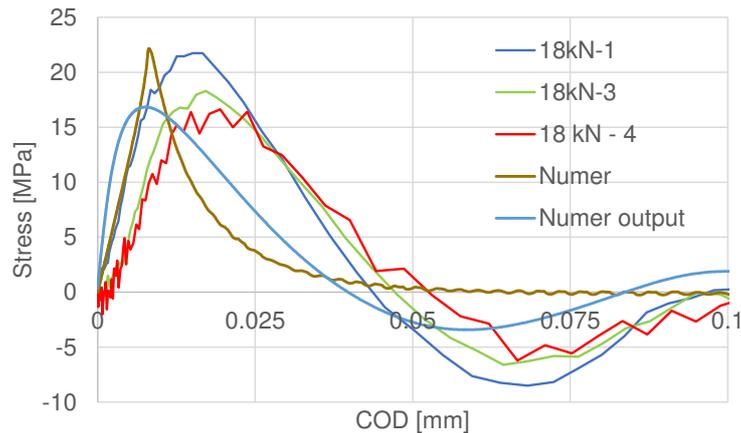


Figura 8: Ensayo MHB en HUAP (18 kN). Tensión en función de COD. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barras input y output

En la Figura 9 se muestra la velocidad de apertura de fisura ($\dot{C}OD$) en función del tiempo obtenida numéricamente como la velocidad relativa de los extremos de la probeta y su comparación con los resultados obtenidos a partir de mediciones experimentales en la barra output usando la Ec (21). La curva numérica se encuentra adelantada respecto a la experimental ya que corresponden a medidas realizadas en puntos distintos. No obstante, los resultados numéricos reproducen muy bien los resultados experimentales. Se puede ver que la velocidad de deformación al principio sufre un incremento abrupto y luego se mantiene prácticamente constante. Como el hormigón de la probeta es muy frágil, la misma alcanza la tensión máxima y se rompe antes de que la velocidad de deformación llegue al máximo. En este caso la velocidad de deformación correspondiente al pico de tensión es aproximadamente 0.8 mm/ms.

En la Figura 10 se presenta la variación de la carga en función del tiempo obtenida numéricamente en las barras input y output y su comparación con los registros experimentales para el caso de la fuerza de pretensión de 36 kN. Se observa también en este caso una buena concordancia entre los resultados numéricos y los experimentales.

En las Figuras 11 y 12 se representan la tensión en la probeta en función del tiempo y la velocidad de apertura de fisura ($\dot{C}OD$) respectivamente. La comparación de resultados numéricos con experimentales muestra una buena concordancia. Se observa que la velocidad de deformación final en este caso es prácticamente el doble que en el caso anterior. Sin embargo, la deformación en correspondencia con el pico de tensión es 0.98 mm/ms, del mismo orden que la del ensayo con 18 kN, lo cual justifica que la tensión pico medida en los ensayos y obtenida numéricamente sean apenas levemente superiores a las correspondientes a 18kN.

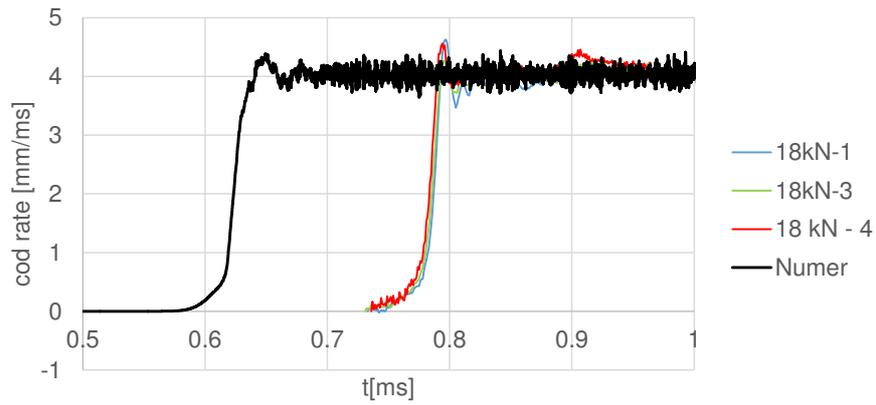
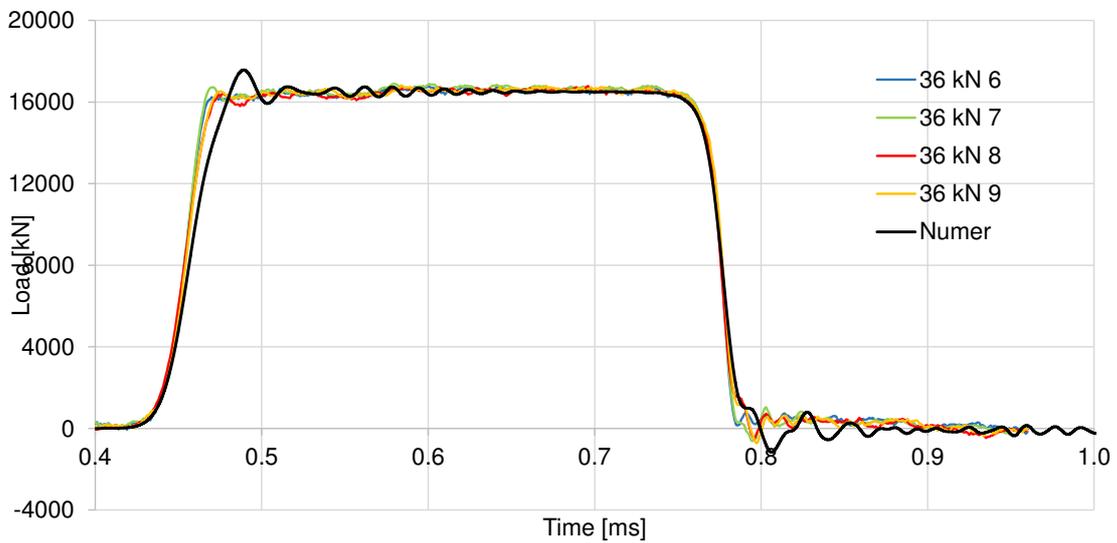
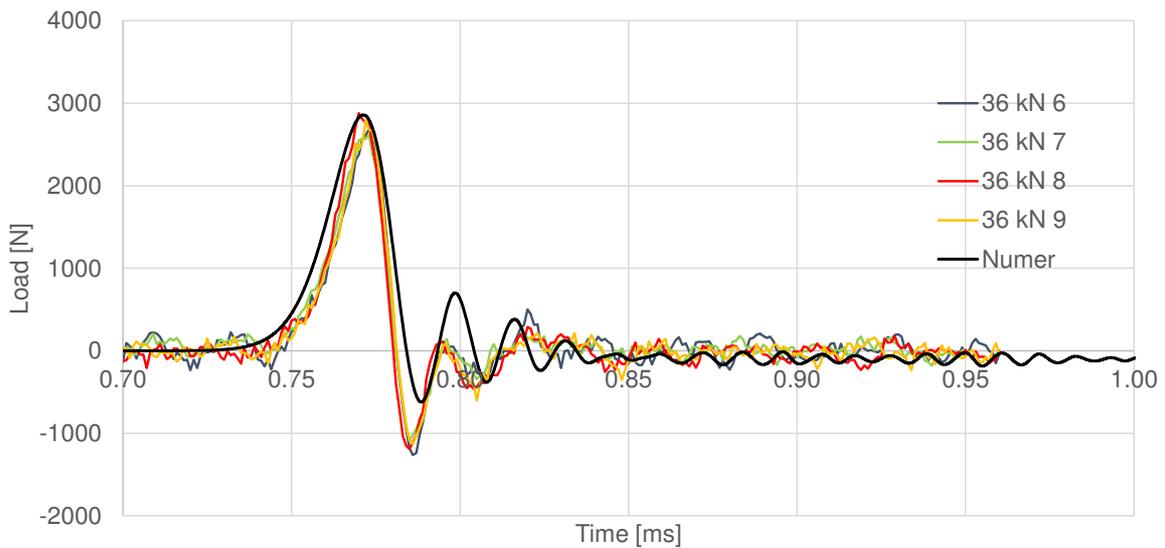


Figura 9: Ensayo MHB en HUAP (18 kN). Velocidad de apertura de fisura en función del tiempo. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra input



a)



b)

Figura 10: Ensayo MHB en HUAP (36 kN) a) Barra Input, b) Barra output

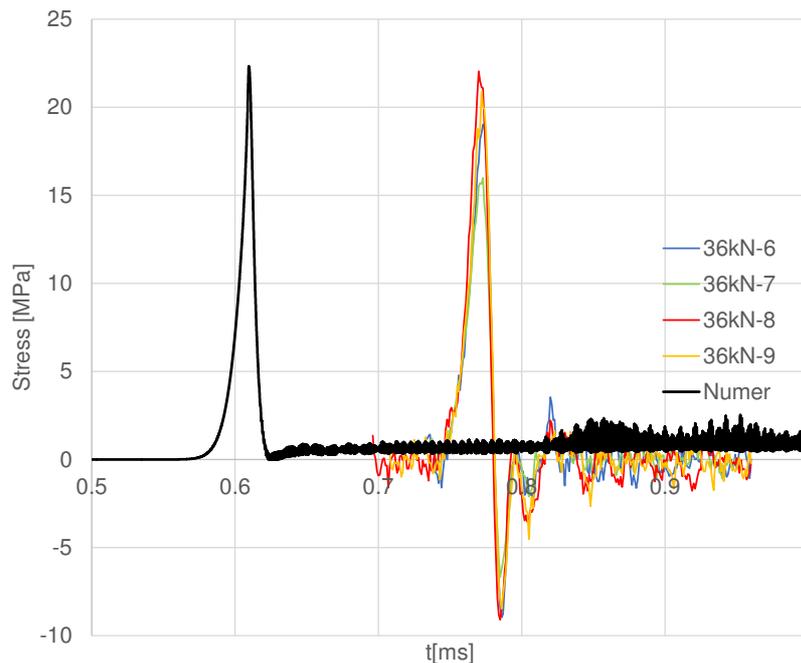


Figura 11: Ensayo MHB en HUAP (36 kN). Tensión en función del tiempo en la zona de la entalla. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

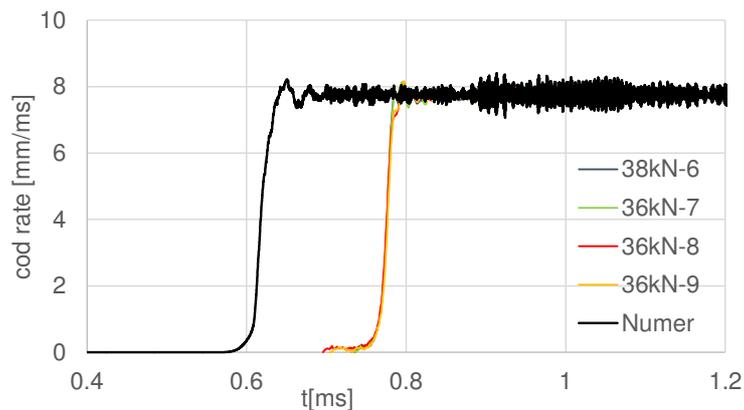
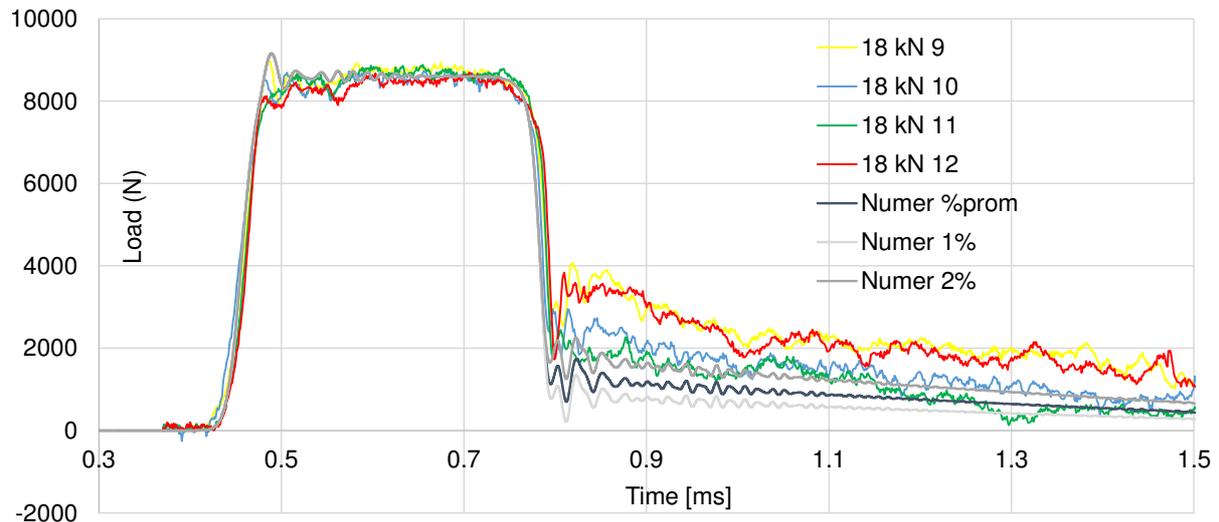


Figura 12: Ensayo MHB en HUAP (36 kN). Velocidad de apertura de fisura en función del tiempo. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra input

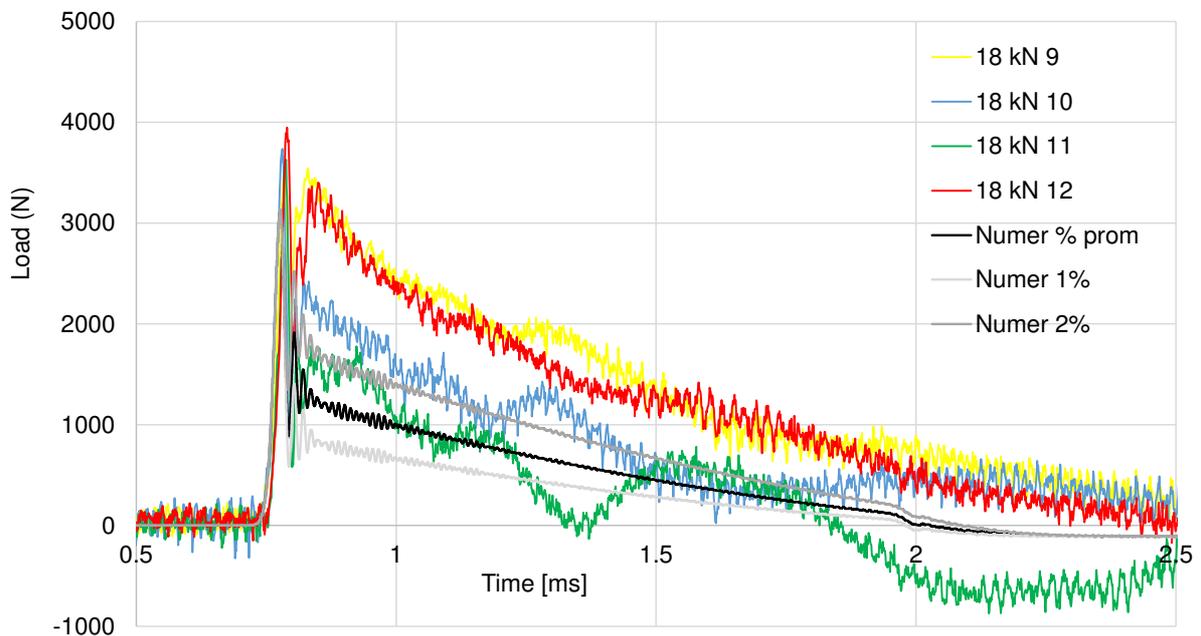
5.3.2. HUAPRF

Se modeló a continuación el comportamiento dinámico de las probetas de HUAPRF. Se utilizó también en este caso la profundidad de entalla promedio y el promedio de las fibras contadas en la sección de la entalla. Como uno de los aspectos que se quería investigar con estas simulaciones era el factor de amplificación dinámica correspondiente al arrancamiento de las fibras, se supuso en primera instancia que el fenómeno de arrancamiento no tenía amplificación dinámica. En la [Figura 13](#) se presenta la variación de la carga en función del tiempo obtenida numéricamente en las barras input y output y su comparación con los registros experimentales para el caso de la fuerza de pretensión de 18 kN. Se observa que las curvas numéricas siguen la forma de las experimentales que es marcadamente distinta a la obtenida para HUAP pero se encuentran por debajo de las curvas experimentales. La comparación con la [Figura 6](#) pone en evidencia el aporte de las fibras en la respuesta dinámica. La onda reflejada en la probeta tiene

menor intensidad que en el caso de la probeta sin fibras y el pulso de onda transmitido tiene mayor duración. Los resultados experimentales presentan mayor dispersión debido a que el contenido y la distribución de las fibras en la entalla no es constante. A modo ilustrativo se incluyen en la [Figura 13](#) los resultados numéricos correspondientes a distintos contenidos de fibras para mostrar el efecto que tienen en los registros en las barras input y output.



a)



b)

Figura 13: Ensayo MHB en HUAPFRC (18 kN). Resultados numéricos sin amplificación dinámica del arrancamiento de fibras: a) Barra Input, b) Barra output

En la [Figura 14](#) se presenta la variación de la carga en función del tiempo obtenida numéricamente en las barras input y output cuando se considera el incremento dinámico en el proceso de arrancamiento de las fibras y su comparación con los registros experimentales para el caso de la fuerza de pretensión de 18 kN. El factor de amplificación dinámica utilizado para la velocidad final es 1.5. Se observa que las curvas numéricas siguen aproximadamente los

resultados experimentales en este caso y que las diferencias existentes entre los distintos registros experimentales pueden atribuirse al contenido variable de fibras de las probetas.

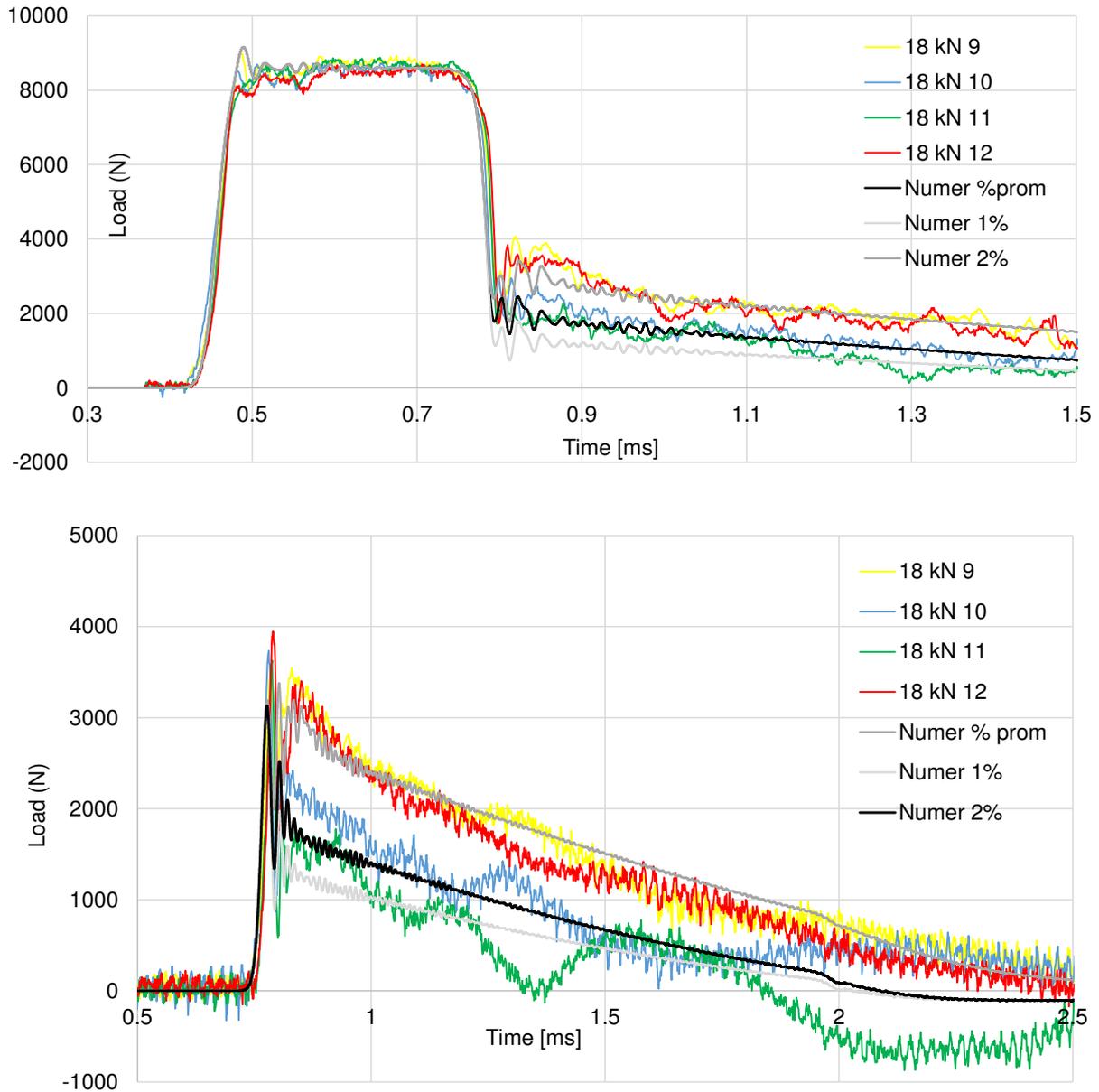


Figura 14: Ensayo MHB en HUAPFRC (18 kN). Resultados numéricos con amplificación dinámica del arrancamiento de fibras: a) Barra Input, b) Barra output

En las Figuras 15, 16 y 17 se representan la tensión en la probeta en función del tiempo, la tensión en la probeta en función de la apertura de fisura (COD) y la velocidad de apertura de fisura ($\dot{C}OD$) respectivamente. La comparación de resultados numéricos con los experimentales muestra una buena concordancia. Se observa que la tensión pico alcanzada es prácticamente la misma que para el HUAP pero las fibras controlan la caída de tensión después del pico. La velocidad de deformación correspondiente a la fisuración de la matriz es aproximadamente 0.8 mm/ms como en el ensayo de HUAP. Pero en este caso, la velocidad final en la probeta se alcanza mucho antes de que la probeta se rompa.

En la Figura 18 se presenta la variación de la carga en función del tiempo obtenida

numéricamente en las barras input y output y su comparación con los registros experimentales para el caso de la fuerza de pretensión de 36 kN y probeta de HUAPRF considerando amplificación dinámica en el proceso de arrancamiento. Se utilizó también en este caso la profundidad de entalla promedio y el promedio de las fibras contadas en la sección de la entalla. Nuevamente se obtiene una buena concordancia entre resultados numéricos y experimentales. A modo ilustrativo, se incluyen también en este caso los resultados numéricos correspondientes a distintos contenidos de fibras teniendo en cuenta la variación del contenido de fibras en los ensayos.

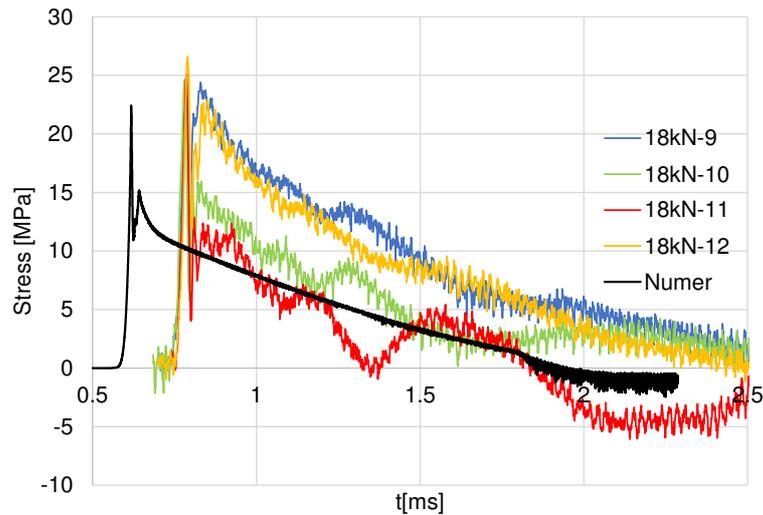


Figura 15: Ensayo MHB en HUAPFRC (18 kN). Tensión en función del tiempo en la zona de la entalla. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

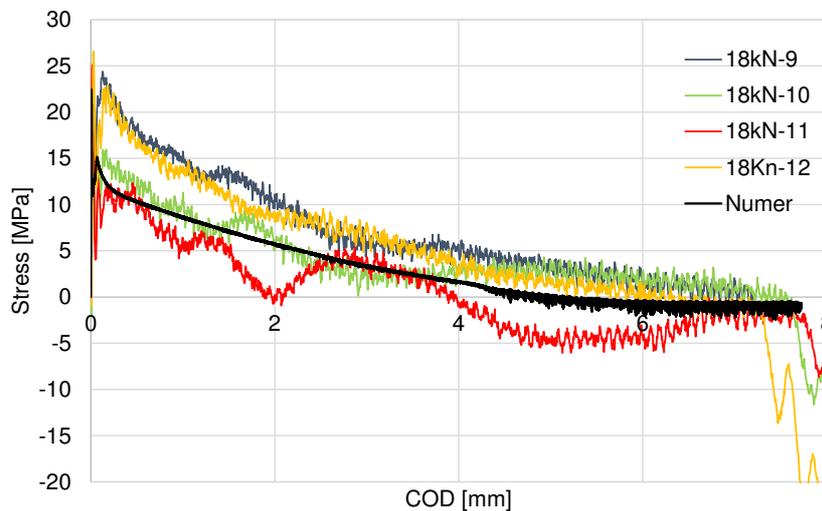


Figura 16: Ensayo MHB en HUAPFRC (18 kN). Tensión en función de COD. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barras input y output

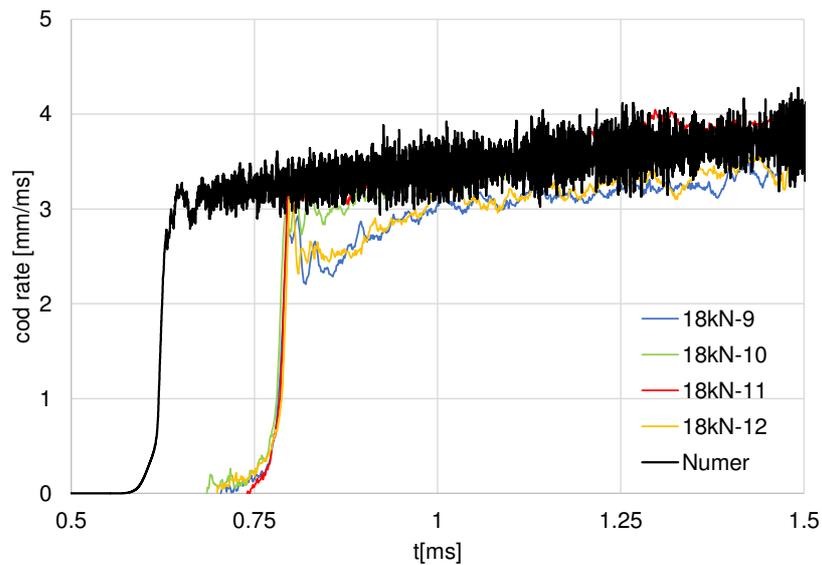
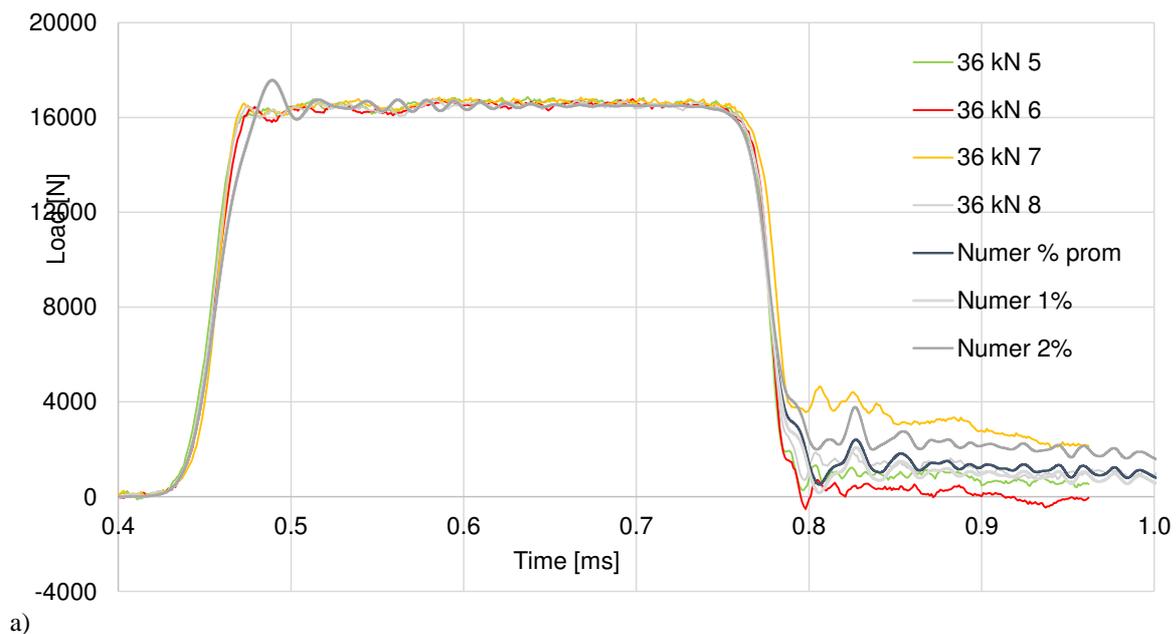
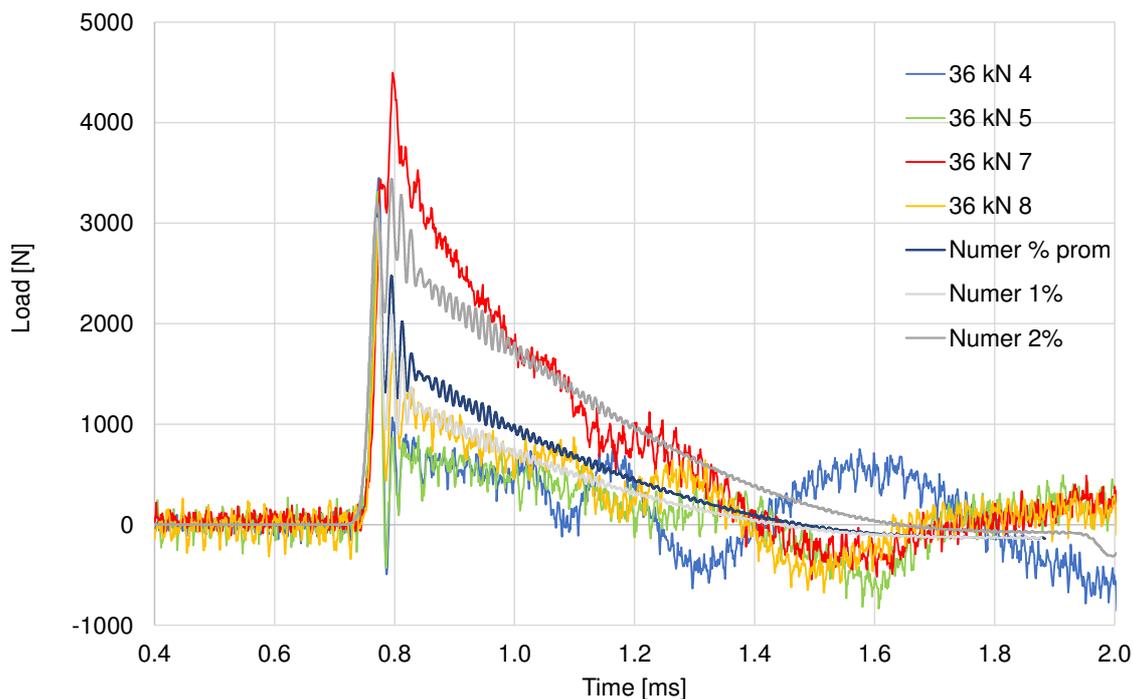


Figura 17: Ensayo MHB en HUAPFRC (18 kN). Velocidad de apertura de fisura en función del tiempo. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

En las Figuras 19 y 20 se representan la tensión en la probeta en función del tiempo y la velocidad de apertura de fisura ($C\acute{O}D$) respectivamente. La comparación de resultados numéricos con experimentales muestra una buena concordancia. Como en este caso la velocidad de deformación final en la probeta es mayor y se alcanza antes de que la probeta se rompa, el arrancamiento de las fibras se desarrolla a una velocidad mayor que en el caso del ensayo con 18 kN. Se observa que las curvas de respuesta experimentales tienen mayor curvatura y al ser ensayo más rápido, la tensión cae más rápidamente que en el caso de 18 kN. Utilizando un factor de amplificación dinámica final similar al utilizado en el ensayo de 18 kN los resultados numéricos reproducen adecuadamente estas diferencias de respuesta.



a)



b)

Figura 18: Ensayo MHB en HUAPFRC (36 kN). Resultados numéricos con amplificación dinámica del arrancamiento de fibras: a) Barra Input, b) Barra output

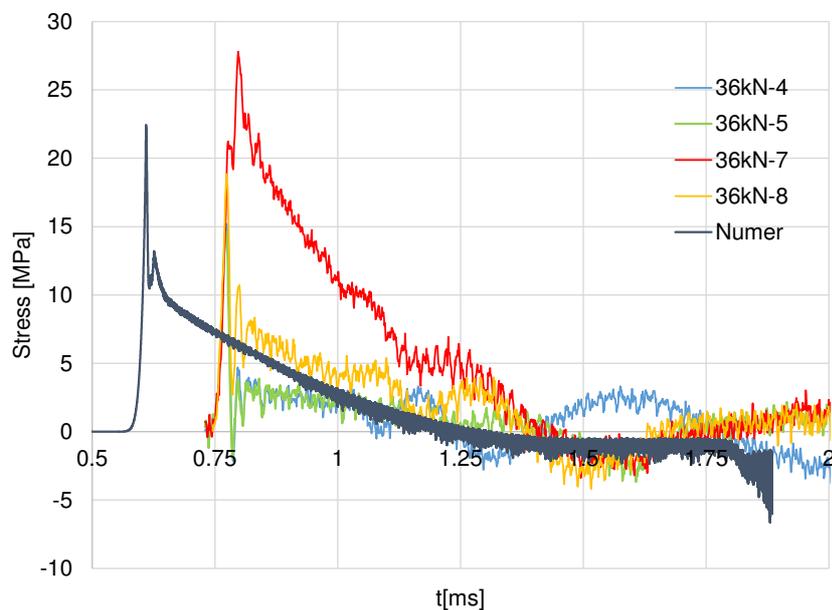


Figura 19: Ensayo MHB en HUAPFRC (36 kN). Tensión en función del tiempo en la zona de la entalla. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

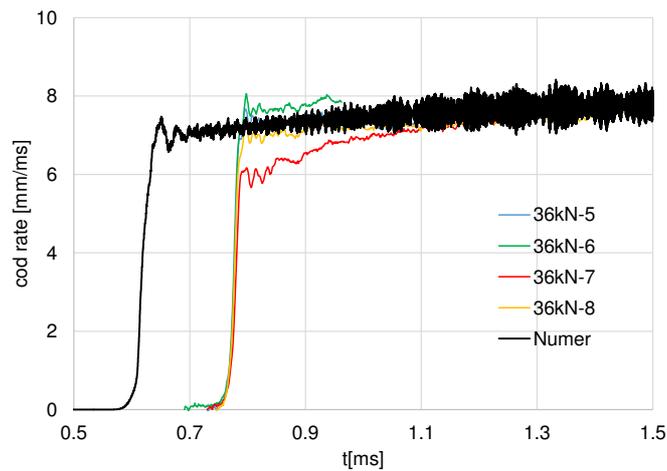


Figura 20: Ensayo MHB en HUAPFRC (36 kN). Velocidad de apertura de fisura en función del tiempo. Comparación entre resultados numéricos y los obtenidos a partir de mediciones en barra output

6 CONCLUSIONES

En este trabajo se ha presentado un modelo para reproducir el comportamiento dinámico del HUAPRF bajo altas velocidades de deformación. El enfoque permite individualizar el aporte de la matriz y de las fibras en la respuesta del compuesto por lo que resulta de utilidad para interpretar los resultados experimentales obtenidos en barras de Hopkinson e identificar el efecto de la velocidad de deformación en la respuesta de la matriz y las fibras.

El modelo de hormigón simula adecuadamente el comportamiento estático y dinámico del HUAP mostrando curvas de respuesta similares a las obtenidas experimentalmente mediante la barra de Hopkinson. Si se dispone de una curva de respuesta experimental obtenida a partir de un ensayo estático, se pueden calibrar las propiedades estáticas del modelo de hormigón (módulo elástico, límite elástico, energía de fractura). Para simular la amplificación dinámica se ha optado por incluir explícitamente una función de amplificación dinámica en la función de fluencia. La calibración de esta función requiere disponer de resultados en tracción y compresión dinámica con distintas velocidades de deformación. El conjunto de resultados experimentales presentados en este trabajo sólo corresponde a tracción y, por otro lado, las velocidades a las que se alcanza la tensión máxima son del mismo orden. Como consecuencia de ello, sólo se pudo obtener un punto de paso de la función de amplificación dinámica. Para la velocidad de 0.8 a 0.9 mm/ms se obtuvo el valor de 1.5 para la amplificación dinámica en tracción. En esta primera aproximación se utilizó el mismo incremento en la energía de fractura que en la resistencia. Las simulaciones realizadas con otros valores de incremento dinámico para la energía de fractura muestran que resulta difícil calibrar este valor a partir de las mediciones en las barras input y output de la barra de Hopkinson.

El modelo de compuesto reproduce adecuadamente el aporte de las fibras en el comportamiento del HUAPRF. La forma de las curvas muestra claramente el efecto de las fibras que retarda la apertura de fisuras permitiendo que se alcance la velocidad final del ensayo antes de que las probetas se rompan totalmente. Se puede mostrar con el modelo que la dispersión de los resultados experimentales puede atribuirse a la variabilidad en el contenido de fibras que atraviesan la sección central. Aunque sólo se dispone de una aproximación, la comparación de los resultados numéricos con los experimentales parece indicar que el proceso de arrancamiento de las fibras presenta un efecto de amplificación dinámica, aumentando la resistencia al arrancamiento con la velocidad de aplicación de la carga. Ese incremento es menor que en el caso del hormigón y para las velocidades en estudio está entre 1 y 1.5, no siendo proporcional

a la velocidad de arrancamiento. Se observa que, en coincidencia con algunos trabajos encontrados en la bibliografía, esa amplificación es menor que la que presenta la matriz de HUAP.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al CONICET, a la Agencia Nacional de Promoción Científica y Tecnológica, al CIUNT, a la UNT y a SUPSI (Switzerland) por el apoyo económico brindado.

REFERENCIAS

- Aráoz, G. and Luccioni, B. Modelo Visco Plástico para materiales cohesivo friccionales. *Mecánica Computacional*, 27:877-899, 2009.
- Aráoz, G. and Luccioni, B. Modeling concrete like materials under sever dynamic pressures. *International Journal of Impact Engineering*, 76:139-154, 2015.
- Betten, J. Application of tensor functions to the formulation of yield criteria for anisotropic materials. *International Journal of Plasticity*, 4:29-46, 1998.
- Cadoni, E., Carvezani, A. and di Prisco M. Dynamic Behavior of HPFRCC in tensión. *EPJ Web of Conference*, 26(01014)1-6, 2012.
- Cadoni, E. and Forni, D. Experimental analysis of the UHPFRCCs behavior under tensión at high stress rate. *Eur Phys. J. Special topics*, 225:253-264, 2016.
- Caggiano, A. and Martinelli E. A unified formulation for simulating the bond behaviour of fibres in cementitious materials. *Material Design*, 42:204-13, 2012.
- Caverzan, A., Cadoni, E. and di Prisco, M. Tensile behaviour of high performance fibre-reinforced cementitious composites at high strain rates. *Int J Impact Engng*, 45:28-38, 2012.
- Ellis, B.D., DiPaolo, B.P., McDowell, D.L. and Zhou, M. Experimental investigation and multiscale modeling of ultra-high performance concrete panels subject to blast loading. *International Journal of Impact Engineering*, 69:95-103, 2014.
- Fang, Q. and Zhang, J. Three-dimensional modelling of steel fiber reinforced concrete material under intense dynamic loading. *Constr Build Mater*:44:118-32, 2013.
- Farnam, Y., Mohammadi, S. and Shekarchi, M. Experimental and numerical investigations of low velocity impact behaviour of high-performance fiber-reinforced cement based composite. *International Journal of Impact Engineering*, 37:220-229, 2010.
- Hung, C.C. and Li, S.H. Three-dimensional model for analysis of high performance fiber reinforced cement-based composites. *Composites: Part B*, 45:1441-7, 2014.
- Isla, F. *Modelo para hormigón reforzado con fibras de acero*. PhD Tesis UNT, 2014.
- Jeon, S-J. and Jin B. Improvement of impact-resistance of a nuclear containment building using fiber reinforced concrete. *Nuclear Engineering and Design*, 304:139-150, 2016.
- Li, J. and Zhang, Y. Evolution and calibration of a numerical model for modelling of hybrid-fibre ECC panels under high-velocity impact. *Composite Structures*, 93:2714-2722, 2011.
- Liu, H., Xiang, T. and Zhao, R. Research on non-linear structural behaviors of prestressed concrete beams made of high strength and steel fiber reinforced concretes. *Constr Build Mater*, 23:85-95, 2009.
- Li J. and Zhang Y. Evaluation of constitutive models of hybrid-fibre engineered cementitious composites under dynamic loadings. *Const and Build Materials*, 30:149-160, 2012.
- Luccioni, B. *Mecánica de daño continuo*. Monografía CIMNE N°71, Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, Barcelona, España, 2003.
- Luccioni, B., Aráoz, G. and Labanda, N. Defining erosion model for concrete. *International Journal of Protective Structures*, 4(3):315-340, 2013.

- Luccioni, B., López, D. and Danesi, R. Bond-Slip in Reinforced Concrete Elements. *Journal of Structural Engineering*, 131(11):1690-8, 2005.
- Luccioni, B. and Rougier, V. A plastic damage approach for confined concrete. *Computer & Structures*, 83:2238-56, 2005.
- Luccioni, B.; Ruano, G., Isla, F., Zerbino, R., Giaccio, G. A Simple approach to model SFRC. *Construction and Building Materials*, 37:111-124, 2012.
- Mao, L., Barnett, S., Begg, D., Schleyer, G. and Wight, G. Numerical simulation of ultra high performance fibre reinforced concrete panel subjected to blast loading. *International Journal of Impact Engineering*, 64:91-100, 2014.
- Mao, L., Barnett, S., Tyas, A., Warren, J., Schleyer, G. and Zaini S. Response of small scale ultra high performance fibre reinforced concrete slabs to blast loading. *Construction and Building Materials*, In press, 2015.
- Oliver, J., Mora, D., Huespe, A., Weyler, R. A micromorphic model for steel fiber reinforced concrete. *Int J Solids Struct*, 49:2990–3007, 2012.
- Oller, S., Oñate, E., Miquel, J. and Botello, S. A plastic damage constitutive model for composite materials. *Int. J. Solids and Structures*, 33 (17):2501-18, 1996.
- Oñate, E., Oller, S., Botella, S. and Miquel, J. *Métodos Avanzados de Cálculo de Estructuras de Materiales Compuestos*, Publication CIMNE N°11, Barcelona, Spain, 1991.
- Pinchin, D. y Tabor, D., 1978. Interfacial contact pressure and frictional stress transfer in steel fiber. *RILEM*, pp. 337-344
- Prakash, A., Srinivasan, S. and Rama Mohan Rao A. Numerical investigation on steel fibre reinforced cementitious composite panels subjected to high velocity impact loading *Materials & Design*, 83:164–175, 2015.
- Ren, G., Wu, H., Fang, Q., Liu, J. and Gong, Z. Triaxial compressive behavior of UHPCC and applications in the projectile impact analyses. *Const and Build Materials*, 113:1–14, 2016.
- Ruano, G., Isla, F. and Luccioni, B. Numerical modeling of reinforced concrete beams repaired and strengthened with SFRC. *Engineering Structures*, 86, 168-181, 2015.
- Thai, D. and Kim, S. Failure analysis of UHPFRC panels subjected to aircraft engine model impact. *Engineering Failure Analysis*, 57:88–104, 2015.
- Thai, D. and Kim S. Prediction of UHPFRC panels thickness subjected to aircraft engine impact. *Case Studies in Structural Engineering*, 5:38–53, 2016.
- Toledo, M., Nallim, L. and Luccioni B. A micro-macromechanical approach for composite laminates. *Mechanics of Materials*, 885-906, 2008.
- Tysmans, T., Wozniak, M., Remy, O. and Vantomme J. Finite element modelling of the biaxial behavior of high-performance fibre-reinforced cement composites (HPFRCC) using Concrete Damaged Plasticity. *Finite Elements in Analysis and Design*, 100:47–53, 2015.
- Verma, M., Prem, P., Rajasankar, J. and Bharatkumar B. On low-energy impact response of ultra-high performance concrete (UHPC) panels. *Materials and Design*:92:853–865, 2016.
- Wang, S., Le, H., Poh, L., Feng, L. and Zhang, M. Resistance of high-performance fiber-reinforced cement composites against high-velocity projectile impact. *International Journal of Impact Engineering*, 95:89–104, 2016.
- Wu, C., Oehlers, D., Rebentrost, M., Leach, J. and Whittaker A. Blast testing of ultra-high performance fibre and FRP-retrofitted concrete slabs. *Eng Structures*, 31:2060-1069, 2009.
- Yi, N-H., Kim, J-H., Han, T-S., Cho, Y-G. and Lee J-H. Blast-resistant characteristics of ultra-high strength concrete and reactive powder concrete. *Const Build Mats*, 28:694–707, 2012.
- Yu, R., van Beers, L., Spiesz, P. and Brouwers, H. Impact resistance of a sustainable Ultra-High Performance Fibre Reinforced Concrete (UHPFRC) under pendulum impact loadings. *Construction and Building Materials*, 107:203–215, 2016.