

EFFECTO DE LA VELOCIDAD DE DEFORMACION EN EL COMPORTAMIENTO DE HORMIGONES DE ULTRA ALTAS PRESTACIONES REFORZADOS CON FIBRAS

EFFECT OF STRAIN RATE ON THE BEHAVIOUR OF ULTRA HIGH PERFORMANCE FIBER REINFORCED CONCRETE

Paula L. Argañaraz^{a,b}, Facundo Isla^{a,b} y Bibiana Luccioni^{a,b}

^a*Instituto de Estructuras, FACET, UNT, Av. Independencia 1800, 4000 S.M. de Tucumán, Argentina,
plarganarazsaenz@herrera.unt.edu.ar, <http://www.facet.unt.edu.ar/iest/>*

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

Palabras clave: velocidad de deformación, hormigón de ultra altas prestaciones con fibras, modelo de compuesto, factor de incremento dinámico.

Resumen. Los hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras (HUAPRF) presentan ventajas frente a los hormigones tradicionales para soportar acciones impulsivas que involucren altas velocidades de deformación debido a su mayor capacidad de disipación de energía. Sin embargo, los modelos disponibles para simular el comportamiento dinámico de este tipo de materiales son bastante limitados. Siendo el arrancamiento de las fibras el principal responsable de la tenacidad del material, es importante considerar en los modelos el efecto de la velocidad de deformación, no sólo de la matriz sino también de las fibras. En este trabajo se extiende un modelo de compuestos previamente desarrollado para HUAPRF a fin de simular el comportamiento bajo velocidades de deformación altas y variables. Los resultados numéricos logran reproducir adecuadamente la respuesta obtenida en ensayos en barra de Hopkinson. El análisis detallado de los resultados numéricos muestra las limitaciones que presentan las curvas de factor de incremento dinámico que normalmente se obtienen a partir de estos ensayos para representar los efectos de la velocidad de deformación en la resistencia y otras propiedades del material.

Keywords: Strain rate, ultra high performance fiber reinforced concrete, composite model, dynamic increase factor.

Abstract. Ultra high performance fiber reinforced concrete (UHPRFC) has advantages over traditional concrete to withstand impulsive actions that involve high strain rates due to its greater energy dissipation capacity. However, the models available to simulate the dynamic behavior of this type of materials are quite limited. Since fibers pull-out mechanism is the main responsible for the toughness of the material, the strain rate effect should be considered not only for the matrix but also for the fibers. A composite model previously developed for UHPRFC is extended to simulate the behavior under high and variable strain rates. Numerical results adequately reproduce the response of Hopkinson bar tests. The detailed analysis of numerical results shows the limitations presented by the dynamic increment factor curves obtained from them to represent the effects of the deformation velocity in the strength and other material properties.

1 INTRODUCCIÓN

La alta ductilidad y tenacidad de los hormigones de ultra altas prestaciones reforzados con fibras (HUAPRF) los convierte en materiales promisorios para soportar cargas dinámicas extremas como las producidas por impacto o explosiones. La respuesta de este tipo de materiales es sensible a la velocidad de carga cuando ésta es elevada como en las sollicitaciones descriptas. Aunque se han realizado ensayos de este tipo de hormigones bajo altas velocidades de deformación en tracción, compresión, flexión y corte, muchos de los resultados son aún contradictorios (Khosravani y Weinberg, 2018; Otham et al. 2019). Las fibras juegan un papel muy importante en la respuesta dinámica por lo que es necesario seleccionar adecuadamente su contenido, material y relación de aspecto para aplicaciones que deben soportar cargas extremas. Sin embargo, se tiene muy poca información de cómo influyen todos estos factores en el comportamiento del HUAPRF a altas velocidades de deformación (Tai et al. 2016; Otham et al. 2019) ya que la mayoría de las investigaciones experimentales se han centrado en estudiar el comportamiento del compuesto con distintos contenidos y tipos de fibras y modelarlos como un material homogéneo equivalente. Como el mecanismo de arrancamiento de las fibras es el principal responsable de la tenacidad de estos materiales, algunos investigadores han estudiado el efecto de la velocidad de arrancamiento en ensayos de *pull-out*. Los resultados experimentales disponibles para diferentes materiales y rangos de velocidades no son coincidentes (Cao et al. 2019; Park et al. 2019).

En general, los modelos para simular el comportamiento de materiales compuestos como el HUAPRF se pueden desarrollar en distintas escalas: en la macro escala, considerando un material homogéneo equivalente o en la mesoescala, considerando las distintas componentes, matriz de hormigón, fibras y, en algunos casos, la interfaz. En general, los macro modelos son modelos desarrollados originalmente para hormigón que se modifican en base a resultados experimentales para tener en cuenta la mayor resistencia de la matriz y el aporte de las fibras. La mayoría de las simulaciones estructurales bajo altas velocidades de carga se hacen con este tipo de modelos (Flores-Johnson y Li, 2017). La mayor limitación de estos modelos es que no permiten identificar el aporte de las fibras, lo cual sí puede hacerse cuando se trabaja con modelos derivados en la meso-escala. Existen actualmente meso-modelos basados en distintas formas de considerar el aporte de las fibras, ya sea en forma discreta o distribuida y con distintas técnicas de homogeneización (Caggiano y Martinelli, 2012; Oliver et al. 2012; Bragov et al. 2013; Ellis et al. 2014; Jin et al. 2016) pero, salvo algunas excepciones (Bragov et al. 2013; Ellis et al. 2014), no han sido desarrollados para cargas dinámicas y no consideran los efectos de la velocidad de deformación.

En trabajos anteriores se propuso un modelo de homogeneización jerárquico sencillo para simular el comportamiento del hormigón reforzado con fibras (Luccioni et al. 2012) que luego fue extendido para considerar el efecto de la velocidad de deformación (Luccioni et al. 2018). En los ejemplos presentados se consideraron solo ensayos de tracción con una velocidad constante lo cual difiere bastante de las condiciones que se desarrollan en los ensayos de laboratorio. En este trabajo se extiende el estudio al caso de velocidades variables y estados tensionales de compresión para los cuales se presentan algunas particularidades en la respuesta.

2 ENSAYOS EXPERIMENTALES

Los ensayos más utilizados para evaluar el comportamiento de materiales bajo altas velocidad de deformación son los de tipo barra de Hopkinson que permite analizar el comportamiento bajo tracción, compresión y torsión. Reciben distintos nombres según la forma en que se aplica la carga. Un ensayo clásico de barra de Hopkinson consiste en dos barras largas denominadas barra *input* y barra *output* y un amortiguador al final de la barra *output* como se

muestra esquemáticamente en la **Figura 1 a)**. La probeta se ubica entre las dos barras. En los ensayos de tracción la probeta se pega entre las dos barras, mientras que en ensayos de compresión la probeta simplemente se intercala tratando de disminuir la fricción con las barras al máximo. Mediante otro dispositivo, se transmite un pulso de tracción o compresión a la barra *input* que se propaga por la misma. Al llegar a la probeta, parte se refleja y parte se transmite pasando a la barra *output*. Se registra la deformación específica en las barras *input* y *output* en puntos situados a ambos lados de la probeta, ver **Figura 1 b)**. A partir de las ecuaciones de propagación de ondas unidimensionales se puede obtener el comportamiento tensión deformación de las probetas ensayadas como sigue:

$$\varepsilon(t) = \frac{C_0}{L} \int_0^t [\varepsilon_i(\tau) - \varepsilon_R(\tau) - \varepsilon_T(\tau)] d\tau; \quad \sigma(t) = E \frac{A}{A_0} [\varepsilon_i(t) + \varepsilon_R(t) + \varepsilon_T(t)] \quad (1)$$

donde $\sigma(t)$ y $\varepsilon(t)$ son la tensión y deformación en el espécimen, $\varepsilon_i(\tau)$ es la deformación en la barra *input*, $\varepsilon_R(\tau)$ es la deformación reflejada, $\varepsilon_T(\tau)$ es la deformación transmitida en la barra *output*, A_0 y L son el área neta y la longitud del espécimen, t es el tiempo, C_0 , E y A son la velocidad de propagación de ondas, el módulo elástico y el área de las barras. Estas ecuaciones suponen que la tensión en la probeta es uniforme, lo cual es difícil de cumplir y se trata de lograr con distintos elementos que se intercalan entre la barra *input* y el elemento que la golpea. Normalmente, de estos ensayos se extrae el factor de amplificación dinámica (*DIF*) de la resistencia, módulo elástico, energía de fractura y deformaciones pico en función de la velocidad de deformación. Al respecto, se deben tener en cuenta algunos aspectos importantes. En general, la velocidad de deformación no es constante en el tiempo ni coincide en el tiempo con la obtenida a partir de las barras derivando la primera de las Ecs. (1). En el caso de ensayos de tracción de materiales frágiles, la deformación generalmente se localiza en una sección, con lo cual la velocidad de deformación no tiene sentido físico. En los ensayos de compresión se generan fuerzas de inercia radiales que, junto con los efectos de fricción en los contactos con las barras, confinan las probetas aumentando aparentemente su resistencia a compresión. Es por ello que el *DIF* medido incluye efectos estructurales que dependen del tamaño y relación de aspecto de las probetas.

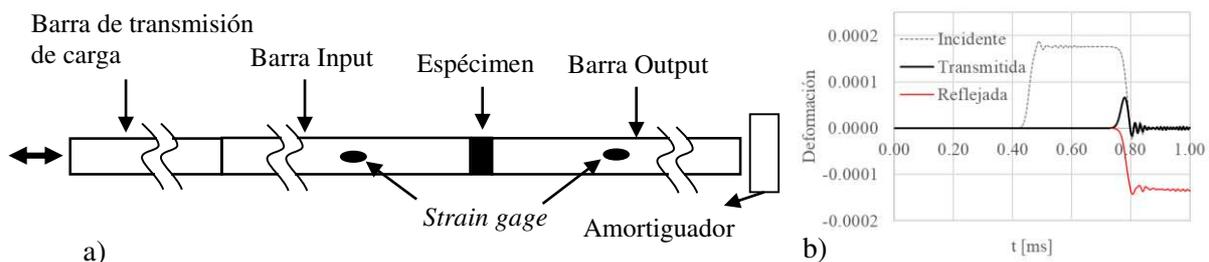


Figura: 1. Barra de Hopkinson. a) Esquema del ensayo. b) Deformaciones registradas.

3 MODELO PARA HUAPRF

Se considera al HUAPRF como un compuesto formado por una matriz de Hormigón de Ultra Altas Prestaciones (HUAP) y fibras dispersas orientadas en n direcciones. El comportamiento del compuesto se obtiene mediante una modificación de la teoría de mezclas clásica que permite tener en cuenta de manera simple el comportamiento ortótropo de las fibras que se deslizan respecto de la matriz.

3.1 Modelo elastoplástico para la matriz

La dependencia de la velocidad de deformación en materiales que experimentan deformaciones permanentes puede simularse mediante modelos viscoplásticos que, a su vez, conducen a respuestas objetivas, independientes del tamaño de la malla de elementos finitos en problemas con ablandamiento. Sin embargo, la regularización viscosa equivale a introducir en los modelos una longitud característica que está directamente relacionada con el ancho de la banda de localización de deformaciones en problemas con ablandamiento. El hormigón presenta valores de amplificación dinámica de resistencia elevados bajo altas velocidades de deformación. Los parámetros viscoplásticos requeridos para lograr dichas amplificaciones conducen a anchos de banda de localización que generalmente exceden las dimensiones de las probetas utilizadas en los ensayos de Barra de Hopkinson. Es por ello que en este trabajo se incluye la dependencia de la velocidad de deformación de manera explícita. El límite de comportamiento elástico se define a través de la función de fluencia:

$$F(\sigma_{ij}, \kappa^p) = f(\sigma_{ij}) - K(\dot{\varepsilon}, \kappa^p) \quad (2)$$

donde κ^p es la variable de endurecimiento plástico isotrópico y $\dot{\varepsilon}$ es la velocidad de deformación efectiva. Se utiliza la función de fluencia $f(\sigma_{ij})$ propuesta por Luccioni y Rougier, (2005). La función de endurecimiento K se obtiene combinando las respuestas en tracción $\sigma_t(\kappa^p)$ y compresión uniaxial estática $\sigma_c(\kappa^p)$, teniendo en cuenta el estado tensional y la velocidad de deformación:

$$K(\dot{\varepsilon}, \kappa^p) = rR_0K_t(\dot{\varepsilon}^+, \kappa^p) + (1-r)K_c(\dot{\varepsilon}^-, \kappa^p) \quad r = \sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle / \sum_{i=1}^3 |\sigma_i| \quad (3)$$

$$\langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad K_t(\dot{\varepsilon}^+, \kappa^p) = D_t(\dot{\varepsilon}^+) \sigma_t(\kappa^p) \quad K_c(\dot{\varepsilon}^-, \kappa^p) = D_c(\dot{\varepsilon}^-) \sigma_c(\kappa^p) \quad (4)$$

$$\dot{\varepsilon}^+ = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^+ \dot{\varepsilon}_{ij}^+} \quad \dot{\varepsilon}^- = \sqrt{\frac{2}{3} \dot{\varepsilon}_{ij}^- \dot{\varepsilon}_{ij}^-} \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^+ = \sum_{k=1}^n \langle \dot{\varepsilon}_k \rangle n_i^k n_j^k \quad \dot{\varepsilon}_{ij}^- = \dot{\varepsilon}_{ij} - \dot{\varepsilon}_{ij}^+ \quad (5)$$

donde σ_i representa la tensión principal i , R_0 es la relación entre los límites elásticos en tracción y compresión, $D_t(\dot{\varepsilon}^+)$ y $D_c(\dot{\varepsilon}^-)$ representan los *DIFs* correspondientes a tracción y compresión, $\dot{\varepsilon}_k$ representa la velocidad de deformación principal k y n_i^k es un vector unitario en la dirección correspondiente.

Se utiliza flujo asociado y la regla de evolución de la variable de endurecimiento plástico isotrópico se obtiene normalizando el incremento del trabajo plástico a la unidad:

$$\dot{\kappa}^p = [r/g_f^* + (1-r)/g_c^*] \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad H(-r) \begin{cases} = 0 & \text{if } r > 0 \\ = 1 & \text{if } r = 0 \end{cases} \quad (6)$$

$$g_f^* = (\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R_0 / f(\sigma_{ij}))^{1+H(-r)} G_f / l_c \quad g_c^* = (\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| / f(\sigma_{ij}))^{1+H(-r)} G_c / l_c \quad (7)$$

G_f y G_c son las energías de fractura y aplastamiento en tracción y compresión uniaxial estática respectivamente y l_c es un parámetro externo dependiente del tamaño de la malla de elementos finitos que se introduce para lograr objetividad de la respuesta en problemas con ablandamiento.

3.2 Modelo para las fibras

El modelo de las fibras tiene en cuenta el comportamiento de las fibras y el deslizamiento

fibra-matriz. Se supone que la deformación total de las fibras ε_{ij} está compuesta por una parte elástica $(\varepsilon_{ij}^e)_F$, una parte plástica $(\varepsilon_{ij}^p)_F$ y una parte debida al deslizamiento $(\varepsilon_{ij}^s)_F$. Las dos últimas deformaciones inelásticas se simulan en conjunto mediante un modelo elastoplástico ortótropo. Normalmente, las fibras deslizan antes de entrar en fluencia por lo que el límite elástico representa el umbral de deslizamiento que es notablemente menor en la dirección axial de las fibras. Tanto el deslizamiento de las fibras como su deformación plástica se orientan también en la dirección axial. Para tener en cuenta la ortotropía se usa el enfoque de mapeo de espacios (Toledo et al. 2008) que supone la existencia de dos espacios: el espacio ortótropo real (σ_{ij}) y el espacio ficticio isótropo (τ_{kl}) . Los tensores de tensión correspondientes a ambos espacios se relacionan mediante una transformación lineal A_{klij} que tiene toda la información sobre la ortotropía del material:

$$\tau_{kl} = A_{klij}\sigma_{ij} \quad A_{klij} = \delta_{im}\delta_{jn}\delta_{km}\delta_{ln} \bar{\tau}/\bar{\sigma}_{mn} \quad (8)$$

donde δ_{im} es el delta de Kronecker, $\bar{\tau}$ y $\bar{\sigma}_{mn}$ son los límites elásticos en los espacios isótropo ficticio y ortótropo real (en el plano de normal m , dirección n) respectivamente. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio y los resultados se mapean al espacio real. El límite elástico se define como sigue:

$$F^{ps}(\sigma_{ij}, \kappa^{ps}) = \bar{F}(\tau_{ij}, \bar{\kappa}^{ps}) = \bar{f}(\tau_{ij}) - \bar{K}(\dot{\varepsilon}, \bar{\kappa}^{ps}) = 0 \quad \bar{K}(\dot{\varepsilon}, \bar{\kappa}^{ps}) = D(\dot{\varepsilon}) \sigma(\bar{\kappa}^{ps}) \quad (9)$$

donde \bar{F} es la función límite elástico en el espacio isótropo ficticio, \bar{f} es la tensión equivalente para la cual se usa la función de Von Mises y $\bar{K}(\dot{\varepsilon}, \bar{\kappa}^{ps})$ es la función de endurecimiento que depende del trabajo plástico $\bar{\kappa}^{ps}$ y de la velocidad de deformación. La función $\sigma(\bar{\kappa}^{ps})$ se obtiene a partir de un modelo de *pull-out* estático mientras que la función $D(\dot{\varepsilon})$ debe ser obtenida a partir de resultados experimentales.

La regla de flujo de las deformaciones inelásticas se expresa como:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^{ps} = \dot{\lambda}(\partial G/\partial \sigma_{ij}) = \dot{\lambda}(\partial \bar{G}/\partial \sigma_{ij}) = \dot{\lambda}(\partial \bar{G}/\partial \tau_{kl})(\partial \tau_{kl}/\partial \sigma_{ij}) = \dot{\lambda}(\partial \bar{G}/\partial \tau_{kl})A_{klij} \quad (10)$$

donde G y \bar{G} son las funciones de potencial plástico en los espacios real e isótropo ficticio respectivamente y $\dot{\lambda}$ es el parámetro de consistencia inelástica. En este trabajo se usa la función de Von Mises para definir \bar{G} .

3.3 Deslizamiento fibra-matriz

En el caso de fibras rectas como las que se estudian en este trabajo la resistencia al arrancamiento está provista por adhesión, fricción y la flexión que se produce en el caso en que la fibra no esté dispuesta ortogonal a la fisura. La ecuación de equilibrio correspondiente se puede obtener mediante el principio de potencias virtuales (Isla, 2014):

$$P = \int_L \left\{ (d\tilde{\varepsilon}_s/d\delta)N + [(d\tilde{\varepsilon}_s/d\delta)C + (dC/d\delta)]M + t_{fm} \left[1 - \int_s^L (d\tilde{\varepsilon}_s/d\delta) ds \right] \right\} ds \quad (11)$$

donde P es la fuerza de arrancamiento, M es el momento flector, C es la curvatura de la fibra, N es la fuerza normal, $\tilde{\varepsilon}_s$ es la deformación específica axial, δ es el desplazamiento del extremo libre de la fibra, L es la longitud embebida y t_{fm} es la fuerza tangencial en la interfaz definida como:

$$t_{fm}(s) = \tau_d \psi + \langle -\tilde{\sigma} \rangle \psi f \quad (12)$$

El primer término es debido al efecto *misfit* que se evalúa mediante las tensiones de corte en

la interfaz τ_d las cuales se suponen uniformes a lo largo de la fibra y definidas mediante una función exponencial del desplazamiento δ . El segundo término representa las fuerzas friccionales dependientes de la presión normal $\tilde{\sigma}$, del coeficiente de fricción dinámica f y del perímetro de la fibra ψ .

3.4 Modelo de compuesto

Como en la teoría de mezclas clásicas se supone que todas las componentes tienen la misma deformación y la tensión del compuesto se puede obtener como:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{kl}, \alpha_k)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m \frac{\partial \Psi_m(\varepsilon_{kl}, (\alpha_i)_m)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{m=1}^{n+1} k_m (\sigma_{ij})_m \quad \varepsilon_{ij} = (\varepsilon_{ij})_m \quad (13)$$

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 las componentes respectivamente, $k_m = dV_m/dV$ es la fracción de volumen, $(\alpha_i)_m$ es un conjunto de variables internas, $(\sigma_{ij})_m$ es la tensión en la componente m que se obtiene de las correspondientes ecuaciones constitutivas, ε_{ij} , $(\varepsilon_{ij})_m$ son las deformaciones en el compuesto y cada una de las componentes. El subíndice m se utiliza para designar a la matriz y cada uno de los grupos dispuestos en n direcciones.

4 EJEMPLOS NUMÉRICOS

4.1 Materiales

Los resultados experimentales que se presentan corresponden a probetas de distinta resistencia (sin y con fibras) ensayados en Barra de Hopkinson Modificada (BHM) en tracción (Cadoni y Forni, 2016) y compresión (Bragov et al. 2015). Los hormigones con fibras se realizan adicionándole 3% de fibras de acero rectas de 13 mm de longitud y 0.16 mm de diámetro a la matriz de hormigón. Debido a la forma en que fueron cortadas las probetas se consideró que las fibras estaban dispuestas en proporciones iguales a -40° , -20° , 0° , 20° y 40° . Las propiedades de los hormigones: HUAP (Cadoni y Forni, 2016) y HAP (Bragov et al. 2015) y de las fibras se presentan en la [Tabla 1](#).

	HUAP	HAP	Fibras	
Módulo elast. E [MPa]	51000		Mód. Elast. E [GPa]	210
Coeficiente de Poisson ν	0.20		Coef. de Poisson ν	0.20
Resist. comp. uniaxial σ_c^p [MPa]	180	71	Tens. de rotura [MPa]	3000
Lím. elást. comp. uniax. σ^0 [MPa]	120	40	Interfaz Fibra/Matriz	
Resist. trac. uniax. σ_t^p [MPa]	8 ± 0.5	4	τ_{dmax} [MPa]	6.7
Energía de fractura G_f [MPa.mm]	0.10	0.12	τ_{dresd} [MPa]	5.5
Energía de aplast. G_c [MPa.mm]	18.18	12.00	Coef. friccional f	0.5

Tabla 1: Propiedades estáticas del hormigón y de las fibras.

4.2 Respuesta estática

En la [Figura 2](#) se presenta la respuesta estática a tracción y compresión uniaxial obtenida con el modelo para ambos tipos de hormigones y sus correspondientes hormigones con fibras. Se puede observar cómo las fibras colaboran aumentando la resistencia a tracción después del primer pico de tensión correspondiente a la fisuración de la matriz ([Figura 2 a](#)). El aporte de las fibras es menos notorio en compresión uniaxial ([Figura 2 b](#)) para la cual las fibras trabajan

cosiendo las fisuras paralelas a la carga.

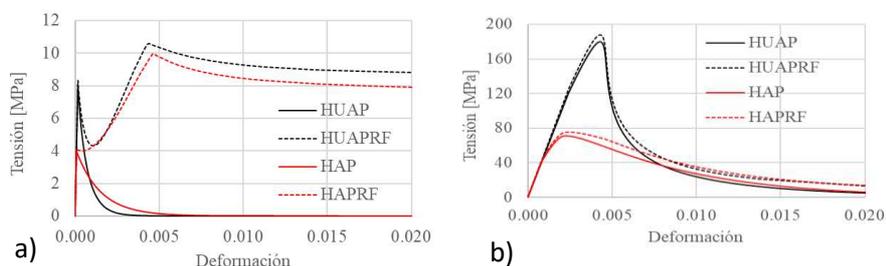


Figura 2: Respuesta uniaxial estática. a) Tracción. b) Compresión.

4.3 Tracción dinámica

Se simuló numéricamente ensayos a tracción en BHM para dos fuerzas de pretensión 18 KN y 36 KN que corresponden a distintas velocidades finales de deformación (Figura 3 a)), con la misma malla que en el trabajo de Luccioni et al. (2018). En la Figuras 3 b) y c) se presentan las curvas tensión en función de la apertura de fisura (COD) del HUAP numéricas y su comparación con los resultados experimentales. Se presentan dos curvas numéricas, una de ellas se obtiene aplicando las Ecs. (1) a las deformaciones obtenidas numéricamente en las barras *input* y *output*, mientras que la otra representa la tensión promedio a la altura de la entalla en función del desplazamiento medido entre los dos puntos extremos de la probeta. Para reproducir el aumento de la resistencia a tracción debido a la velocidad de deformación observado en los ensayos, se calibraron los parámetros de las ecuaciones de *DIF* en función de la velocidad de deformación teniendo en cuenta que la misma no es constante a lo largo del ensayo, obteniéndose la Ec. (14).

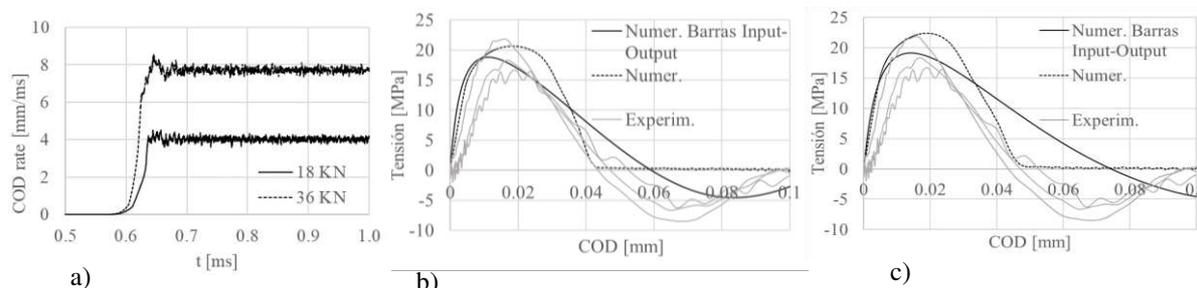


Figura 3: Tracción dinámica en BHM en HUAP. a) Velocidad de deformación en función del tiempo. b) Tensión-COD (18 KN). c) Tensión-COD (36 KN).

$$DIF_{HUAP} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}\right)^\delta & \text{para } \dot{\epsilon} \leq 0.012 \frac{1}{ms} ; \delta = \frac{1}{10+0.5 f_c (MPa)} ; \dot{\epsilon}_0 = 3 * 10^{-9} \\ \eta^3 \sqrt{\dot{\epsilon}} & \text{para } \dot{\epsilon} > 0.03 \frac{1}{ms} ; \log \eta = 7 \delta^{0.807} - 0.492 \end{cases} \quad (14)$$

En estas ecuaciones se toma como velocidad de deformación la apertura de fisura dividida por el ancho del elemento donde se localiza. La fractura se produce antes de que se alcance la velocidad final, a velocidades similares para ambas fuerzas de pretensión. Esto justifica por qué las resistencias son similares, aunque las velocidades finales son marcadamente distintas. A diferencia del trabajo de Luccioni et al. (2018), no se considera explícitamente la dependencia de la energía de fractura de la velocidad de deformación. Los aparentes aumentos de energía disipada en tracción con la velocidad de deformación observados en los ensayos se deben fundamentalmente al aumento de la velocidad de deformación durante el proceso de fractura

del material.

En la [Figura b\) y c\)](#) se presentan las curvas tensión en función de la apertura de fisura del HUAPRF. Se puede observar que la resistencia a tracción dinámica es la de la matriz, prácticamente igual a la obtenida con el HUAP y que la contribución de las fibras mejora el comportamiento post-pico. En este caso, la velocidad se estabiliza durante el proceso de arrancamiento de las fibras y se percibe un leve aumento de resistencia residual al aumentar la velocidad final del ensayo. Para considerar el aumento de la resistencia al arrancamiento de las fibras debido a la amplificación dinámica se calibraron los parámetros de las ecuaciones de *DIF* obteniéndose la Ec. (15).

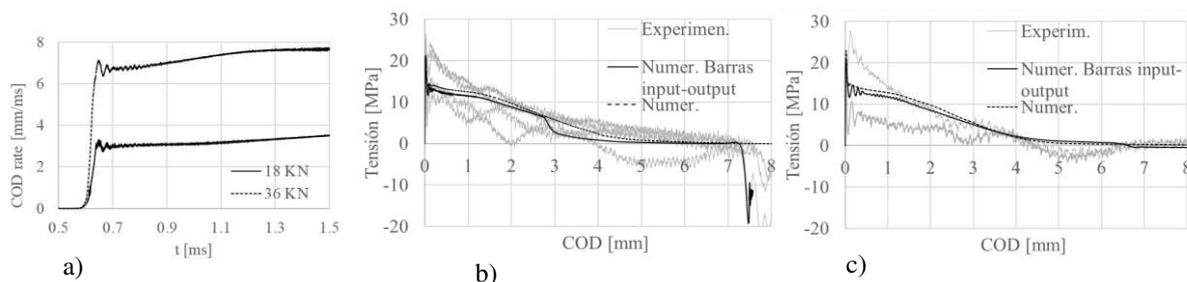


Figura 4: Tracción dinámica en BHM en HUAPRF. a) Velocidad de deformación en función del tiempo. b) Tensión-COD (36 kN). c) Tensión-COD (36 kN).

$$DIF_{FIB} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0}\right)^\delta & \text{para } \dot{\varepsilon} \leq 0.004 \frac{1}{ms}; \delta = \left(\frac{1}{10 + 0.5 f_c (MPa)}\right)^{1.442}; \dot{\varepsilon}_0 = 3 * 10^{-9} \\ 0.0686 \log \dot{\varepsilon} + 1.4098 & \text{para } \dot{\varepsilon} > 0.004 \frac{1}{ms} \end{cases} \quad (15)$$

4.4 Compresión dinámica

Se simuló numéricamente ensayos de compresión dinámica en BHM ([Bragov et al. 2015](#)). En la [Figura 5](#) se muestra la malla de elementos finitos y las dimensiones del espécimen y de las barras *input-output*. El problema se resolvió en estado de axial simetría utilizando elementos cuadriláteros de 4 nodos y 2x2 puntos de integración. Para simular el efecto de fricción entre las barras y la probeta se modeló entre las mismas una capa muy delgada de material elástico ortótropo con baja resistencia al corte. De acuerdo a lo observado en algunos trabajos ([Ren et al. 2018](#)), se consideró que el material en sí no presenta *DIF* en compresión. En la [Figura 6](#) se presentan las curvas tensión en función del tiempo obtenidas numéricamente y su comparación con los resultados experimentales para el HAP y el HAPRF. De manera similar a lo que ocurre en compresión uniaxial estática, se observa un leve aumento de la resistencia a compresión dinámica al incorporar las fibras en la matriz de HAP y una caída más lenta de la tensión en el tiempo debido al efecto de cosido de las fisuras transversales provisto por las fibras. En ensayos de compresión dinámica la resistencia se incrementa aparentemente debidos a efectos inerciales y de fricción. Sin embargo, en estos ensayos no se observa un incremento significativo de la resistencia a compresión ya que corresponden a velocidades de deformación relativamente bajas. Se puede observar una aceptable correlación entre los resultados numéricos y experimentales. Debido a que el comportamiento del HAP y HAPRF en compresión es menos frágil que en tracción, se logran estabilizar las tensiones en la probeta y las mediciones numéricas de tensión en la probeta son prácticamente coincidentes con las obtenidas numéricamente en base a las barras *input* y *output*.

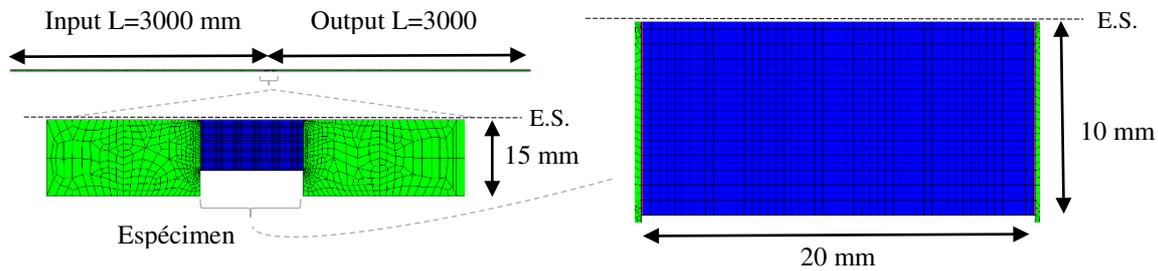


Figura 5: Malla de Elementos finitos de MHB.

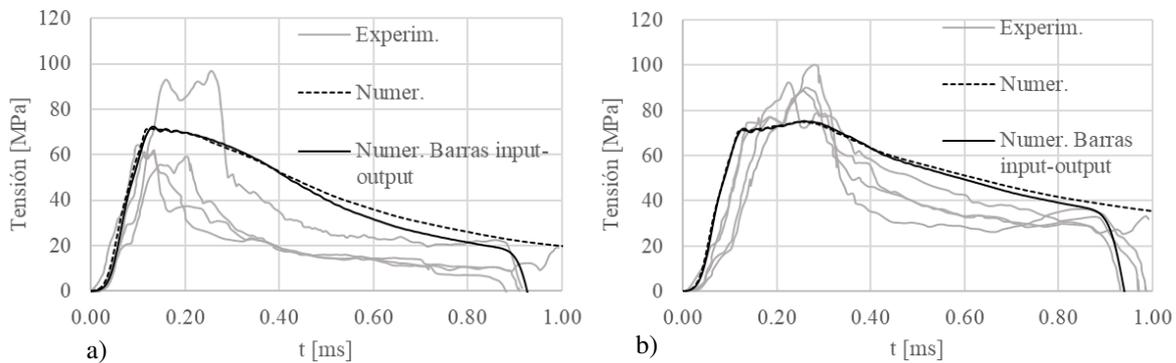


Figura 6: Compresión dinámica en BHM. a) Tensión-tiempo (HAP). b) Tensión-tiempo (HAPRF).

5 CONCLUSIONES

En este trabajo se presentó un modelo para reproducir el comportamiento dinámico del HUAP y HUAPRF. Se analizaron las respuestas de BHM tanto en tracción como en compresión dinámica observando que los resultados numéricos ajustan razonablemente los experimentales en ambos casos.

En el caso de la tracción dinámica es importante considerar la variación de la velocidad a lo largo del ensayo para determinar correctamente la variación de *DIF* de la resistencia con la velocidad de deformación. Esta consideración permite, además, concluir que la energía de fractura no presenta amplificación dinámica. Se ajustaron las curvas de *DIF* de resistencia para la matriz y las fibras. En coincidencia con lo observado por otros autores en ensayos de *pull-out* dinámico, se observa que el *DIF* de la matriz es mayor que el de las fibras para igual velocidad, lo cual lleva a que el HUAP tenga mayor sensibilidad a la velocidad de deformación que el HUAPRF. Para poder ajustar mejor los parámetros de las curvas *DIF* se necesitaría contar con más resultados experimentales.

Los ensayos de compresión dinámica presentan estados tensionales de compresión triaxial no uniformes a lo largo de la probeta que producen un aumento aparente de resistencia debido a que se trata de un material friccional. Para la velocidad analizada el efecto de *DIF* propio del material, tanto de la matriz como de las fibras, es despreciable. Las dimensiones de las probetas estudiadas hacen que la velocidad de deformación y la tensión axial no sean uniformes. Para poder llegar a resultados más concluyentes se deben analizar resultados con velocidades de deformación mayores y otras dimensiones de probetas.

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al CONICET (PIP 2015-0132), a la ANPCyT (PICT 2017 1313) y a la UNT (PIUNT 26E623) por el apoyo económico.

REFERENCIAS

- Bragov, A. M., Petrov, Y. V., Karihaloo, B. L., Konstantinov, A. Y., Lamzin, D. A., Lomunov, A. K., and Smirnov, I. V., Dynamic strengths and toughness of a high performance fibre-reinforced concrete. *Engineering Fracture Mechanics* 110:448-459, 2013.
- Bragov, A., Konstantinov, A., Lomunov, A., Forni, D., Riganti, G., and Cadoni, E., High strain rate response of UHP(FR)C in compression. *Eur. Phys. J. Web of Conf.* 94, 0120, 2015.
- Cadoni, E., and Forni, D., Experimental analysis of the UHPFRCs behavior under tension at high stress rate. *The European Physical Journal 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* 42:204-213, 2012.
- Cao, Y. Y., Yu, Q. L., Brouwers, H. J., and Chen, W., Predicting the rate effects on hooked-end fiber pullout performance from Ultra-High Performance Concrete (UHPC). *Cement and Concrete Research* 120:164-175, 2019.
- 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. *Int. J. Impact Eng.* 69:95-103, 2014.
- Flores-Johnson, E., and Li, Q., Structural effects on compressive strength enhancement of concrete-like materials in a Split Hopkinson pressure bar test. *Int. J. Impact Eng.* 109:408-418, 2017.
- Isla, F., Modelo para hormigón reforzado con fibras de acero. PhD Tesis UNT, 2014.
- Jin, C., Buratti, N., Stacchini, M., Savoia, M., and Cusatis, G., Lattice discrete particle modeling of fiber reinforced concrete: Experiments and simulations. *Eur. J. Mechs A/Solids*, 57:85-107, 2016.
- Khosravani, M. R., and Weinberg, K., A review on split Hopkinson bar experiments on the dynamic. *Construction and Building Materials* 190:1264-1283, 2018.
- Luccioni, B., and Rougier, V., A plastic damage approach for confined concrete. *Computer and Structures* 83:2238-2256, 2005.
- Luccioni, B., Isla, F., Forni, D., and Cadoni, E., Modelling UHPFRC tension behavior under high strain rates. *Cement and Concrete Composites* 91:209-220, 2018.
- Luccioni, B., Ruano, G., Isla, F., Zerbino, R., and Giaccio, G., A simple approach to model SFRC. *Construction Building Materials* 37:111-124, 2012.
- Oliver, J., Mora, D., Huespe, A., and Weyler, R., A micromorphic model for steel fiber reinforced concrete. *Int. J. Solids Struct.* 49:2990-3007, 2012.
- Otham, H., Marzouk, H., and M., S., Effects of variations in compressive strength and fibre content on dynamic properties of ultra-high performance fibre-reinforced concrete. *Construction and Building Materials* 195:547-556, 2019.
- Park, J. K., Ngo, T. T., and Kim, D. J., Interfacial bond characteristics of steel fibers embedded in cementitious composites at high rates. *Cement and Concrete Research* 123:1-17, 2019.
- Ren, G., Wu, H., Fang, Q., Liu, J., Effects of steel fiber content and type on dynamic compressive mechanical properties of UHPCC. *Constr. Build. Mater.* 164:29-43, 2018.
- Tai, Y., El-Tawil, S., and Chung, T., Performance of deformed steel fibers embedded in ultra-high performance concrete subjected to various pullout rates. *Cem. Conc. Res.* 89:1-13, 2016.
- Toledo, M., Nallim, L., and Luccioni, B., A micro-macromechanical approach for composite laminates. *Mechanics of Materials*, 40(11):885-906, 2008.