

EFFECTOS TIEMPO DEPENDIENTES EN HORMIGONES SOMETIDOS A CARGAS IMPULSIVAS

Gabriel Aráoz y Bibiana Luccioni

Instituto de Estructuras, Universidad Nacional de Tucumán y CONICET

Av. Roca 1800 (CP4000), San Miguel de Tucumán, Argentina

garaoz@herrera.unt.edu.ar, bluccioni@herrera.unt.edu.ar, <http://www.herrera.unt.edu.ar/ies>

Palabras clave: Hormigón, Viscoplasticidad, Velocidad de deformación, Confinamiento.

Resumen. El diseño y análisis de estructuras de protección, como así también el análisis de riesgo sobre edificaciones ya existentes de hormigón, hacen necesario el conocimiento profundo de la respuesta de este material bajo cargas impulsivas. El comportamiento del hormigón es altamente dependiente de la presión hidrostática y está fuertemente condicionado por la evolución de las microfisuras y microvacíos. Bajo cargas impulsivas, su respuesta evidencia sensibilidad a la velocidad de carga, que se manifiesta principalmente como un aumento de resistencia con la velocidad de deformación. Este incremento de resistencia se observa en ensayos de probetas a tracción y compresión, y sus causas no están aún totalmente explicadas.

En este trabajo se estudia numéricamente el comportamiento del hormigón bajo cargas impulsivas y se comparan los resultados obtenidos con datos experimentales. Se analiza el efecto de las distintas hipótesis de sensibilidad a la velocidad de deformación encontradas en la bibliografía. Se considera una respuesta material que tiene en cuenta la sensibilidad a la velocidad de deformación a través de un modelo viscoplástico. Por otro lado, se estudia el efecto de las fuerzas inerciales, que producen, entre otras cosas, un efecto de confinamiento en el espacio circundante al de aplicación de la carga. Se trata en este último caso, de un efecto estructural. El objetivo de este trabajo es determinar el grado de participación de las fuerzas inerciales en el incremento de resistencia, a fin de modelar exclusivamente lo relacionado al material y no a la respuesta estructural de la probeta ensayada.

1 INTRODUCCIÓN

En las últimas décadas se han desarrollado numerosos estudios a cerca de la respuesta de materiales cohesivo friccionales sometidos a cargas de tipo impulsivas, como explosiones o impacto. El hormigón, en particular, se trata de un material ampliamente utilizado en estructuras de protección, cuyas características mecánicas se ven afectadas en gran medida por la velocidad de deformación, la presión y la evolución de las micro-fisuras y micro-vacíos (JianGuo et al. 2008). Los estudios en el tema abarcan desde ensayos dinámicos en elementos de mortero u hormigón, hasta simulaciones numéricas con hidrocódigos, para las cuales se utilizan modelos materiales que incluyen, en su mayoría, plasticidad, daño y sensibilidad a la velocidad de deformación.

En el ámbito experimental, es posible comprobar en todos los casos que la resistencia del hormigón crece a medida que se incrementa la velocidad de deformación. Esta tendencia se puede observar en ensayos uniaxiales tanto a tracción como a compresión, sin embargo la sensibilidad en cada caso es diferente (Grote et al. 2001; Cotsovos et al. 2008; Braraa y Klepaczko, 2006, 2007; Schuler et al. 2006; Zhang et al. 2009; Wu et al. 2005).

Debido a la naturaleza dinámica de los ensayos, donde se produce la propagación e interacción de ondas de presión, las tensiones y deformaciones resultantes dentro del elemento no son uniformes.

Como metodología general, a fin de determinar un valor único de velocidad de deformación, se toma el valor promedio en función de las velocidades de desplazamiento de las caras (o bordes) del elemento. Luego, se determina un único valor de tensión en función de las fuerzas de reacción en el apoyo.

Un parámetro muy utilizado en la cuantificación del efecto de la velocidad de deformación, es el factor de incremento dinámico (DIF “dynamic increase factor”) que puede expresarse como la relación entre la resistencia dinámica a una determinada velocidad de deformación y la resistencia estática (o cuasi-estática). En la bibliografía pueden encontrarse numerosas expresiones para los DIF a tracción y a compresión uniaxial (CEB-FIP, 1990; Shi et al. 2009; Ngo et al. 2009).

En la figura 1 se muestran los resultados experimentales obtenidos a partir de ensayos a tracción y compresión uniaxial respectivamente. Es evidente la gran dispersión de los datos experimentales, fundamentalmente debida a la falta de consistencia en la metodología de ensayos. Asimismo, se observa que la amplificación dinámica de resistencia es sensiblemente superior para el caso de ensayos a tracción.

En trabajos recientes (Cotsovos et al. 2008; Schwer, 2009; Hao et al, 2010) pueden encontrarse distintas hipótesis sobre las cuales se basan los criterios de amplificación dinámica de resistencia en elementos sometidos a compresión. Según Cotsovos (2008) y Schwer (2009), el incremento de resistencia se debe exclusivamente al efecto de confinamiento originado por las fuerzas de inercia laterales. Este confinamiento puede explicarse de la siguiente forma: Cuando se aplica una carga cuasi-estática en un ensayo a compresión no confinado, la superficie lateral de la probeta cilíndrica está libre para expandirse bajo la acción del efecto Poisson, y el elemento se mantiene en un estado de tensión uniaxial. Sin embargo, cuando se efectúa el mismo ensayo en forma dinámica, existe una demora en la expansión lateral del cilindro exterior, ya que el material (masa) debe primero ser acelerado en la dirección radial. Esta demora de la superficie lateral hasta alcanzar el equilibrio estático (tensión radial nula) origina una presión de confinamiento efectiva en la superficie lateral de la probeta, y de allí su nombre “confinamiento inercial”.

Dado que el hormigón, y el resto de los geomateriales son materiales friccionales, su resistencia al corte se incrementa a medida que aumenta el confinamiento. En consecuencia,

habrá un incremento aparente de la resistencia dinámica del material respecto de la resistencia cuasi-estática.

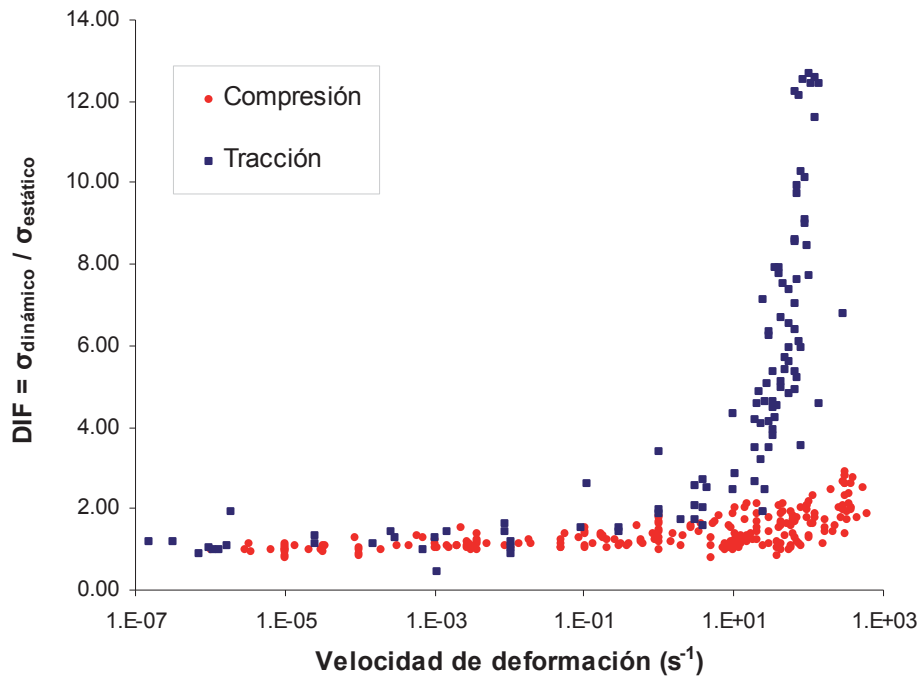


Figura 1: DIF. Resultados experimentales en probetas sometidas a compresión o tracción

En la [figura 2](#) se presenta en forma esquemática la aparición de las fuerzas de inercia laterales en un elemento sometido a tracción y a compresión dinámicas. En los ensayos a tracción no existe el efecto de confinamiento lateral, con lo cual, la sobre-resistencia en principio sería responsabilidad exclusiva de las propiedades del material.

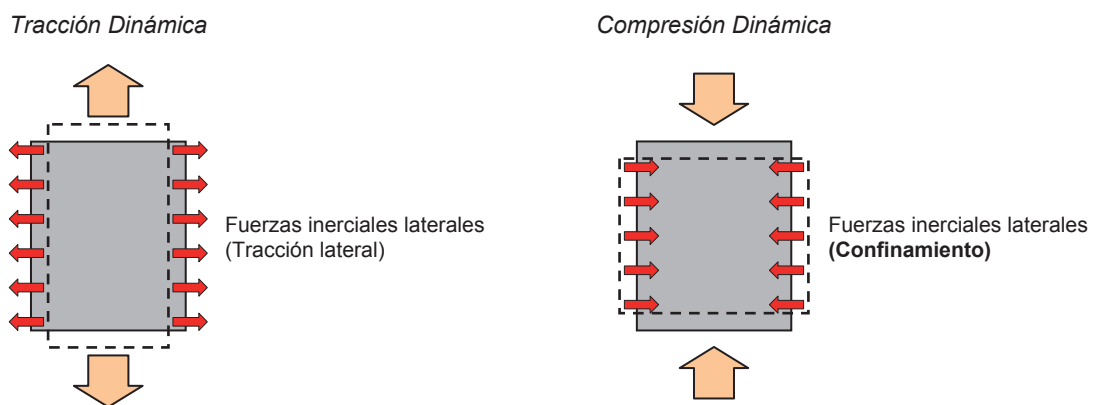


Figura 2: Fuerzas de inercia laterales en elementos sometidos a tracción o compresión dinámicas

[Hao et al. \(2010\)](#) consideran, además de la hipótesis de confinamiento inercial, la sensibilidad a la velocidad de deformación propia del material, modelando la misma a través de las expresiones analíticas recomendadas por [CEB-FIP \(1990\)](#). Asimismo, sugieren que el efecto de la velocidad de deformación depende, tanto de las dimensiones, como de la forma

de la probeta, y que la consideración de los agregados en el hormigón, mediante una modelación a meso-escala produce un incremento adicional de la resistencia. Esto último obedece a la hipótesis de que las líneas de falla no se producen únicamente en el mortero o en las juntas mortero-agregado, sino que pueden atravesar los agregados por efecto de la alta velocidad de deformación. Finalmente, los autores proponen una contribución mixta entre el confinamiento inercial lateral y las propiedades viscosas del material.

En el presente trabajo se presenta el estudio numérico de probetas sometidas a compresión y a tracción dinámica, para distintas velocidades de deformación con el objetivo fundamental de diferenciar y cuantificar los aportes del confinamiento inercial estructural y la respuesta viscosa material a la sobre resistencia para altas velocidades de deformación.

En el primer caso se analizan distintos efectos relacionados a la modelación (tipo de elemento adoptado, refinamiento de malla, discretización temporal, dimensiones de la probeta y criterios de fluencia adoptados) y, en el segundo caso se presenta la aplicación de una extensión viscoplástica del modelo de [Luccioni-Rougier \(2005\)](#). Los resultados obtenidos, tanto para compresión como para tracción, se comparan con datos experimentales disponibles.

Los temas desarrollados en este trabajo sirven de continuidad a los estudios elaborados previamente ([Aráoz y Luccioni, 2008, 2009](#)) en los cuales se presentan las características de un modelo viscoplástico, basado en la teoría de Perzyna, para representar la respuesta de materiales cohesivo friccionales bajo distintas velocidades de deformación y confinamiento elevado.

2 MODELACIÓN NUMÉRICA

2.1 Modelos existentes

El importante desarrollo computacional producido en los últimos años permite la simulación numérica de situaciones cada vez más complejas, incluyendo la modelación de la explosión en el aire y su interacción con las estructuras en forma acoplada. A estos fines, existe la posibilidad de utilizar hidrocódigos comerciales capaces de describir la respuesta dinámica no-lineal de estructuras en general. Es fundamental en el uso de estos programas, la correcta elección y calibración del modelo constitutivo del material para obtener resultados válidos.

En general, para describir el comportamiento del hormigón y los materiales cohesivo friccionales bajo cargas impulsivas se utilizan modelos basados en la plasticidad y el daño ([Burlion et al. 2000](#); [JianGuo et al. 2008](#); [Luccioni y Rougier, 2005](#)) los cuales pueden o no ser acoplados. De igual forma se pueden encontrar modelos viscoplásticos con daño acoplado ([Lorefice et al. 2008](#)), modelos de daño viscoso ([Luegue, 1999](#)), y otros donde se incluye además la viscoelasticidad ([González et al. 2007](#)). Todas estas extensiones tienen como objetivo representar el efecto de la velocidad de deformación en la respuesta material. En este sentido, la teoría viscoplástica de Perzyna y la teoría de Duvaut Lions son ampliamente utilizadas en los algoritmos presentes en la bibliografía ([Oller, 2001](#); [Crisfield, 1997](#); [Kojic y Bathe, 2005](#); [Lubliner, 1990](#); [Simo y Hughes, 1998](#); [Carosio, 2001](#)).

Entre los modelos constitutivos más usados en la simulación de estructuras sometidas a cargas explosivas o impacto, se pueden destacar: el modelo JH ([Johnson y Holmquist, 1994](#)), el modelo RHT ([Riedel et al. 1999](#)), y el modelo K&C ([Malvar et al. 1997, 2000](#)).

2.2 Modelo viscoplástico utilizado

Con el objeto de describir la respuesta de los elementos sometidos a altas velocidades de deformación, se utiliza la extensión viscoplástica del modelo de plasticidad de [Luccioni-Rougier \(2005\)](#). Los detalles referentes a la formulación e implementación numérica pueden encontrarse en [Aráoz y Luccioni \(2009\)](#).

Para la extensión viscoplástica se considera la teoría de Perzyna, en la cual, al igual que la teoría de flujo de la plasticidad, se define una región del espacio de tensiones dentro del cual el material permanece elástico.

Para el modelo en pequeñas deformaciones pueden considerarse las siguientes características:

- La deformación total está definida en forma aditiva:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_{ij} = \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^e + \boldsymbol{\varepsilon}_{ij}^{vp} \quad (1)$$

donde ε es la deformación total, y finalmente, ε^e y ε^{vp} son las componentes de deformación elástica y viscoplástica respectivamente.

- La evolución de la variable interna viscoplástica se define a través de una regla de normalidad o flujo viscoplástico similar a la utilizada en el caso de plasticidad.

La velocidad de deformación viscoplástica puede determinarse de la siguiente forma:

$$\dot{\boldsymbol{\varepsilon}}_{ij}^{vp} = \frac{\phi[\mathbf{F}(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, \boldsymbol{\kappa}^{vp})]}{\eta} \frac{\partial \mathbf{G}}{\partial \boldsymbol{\sigma}_{ij}} \quad (2)$$

donde η es el parámetro de viscosidad, y $\phi[\mathbf{F}(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, q)]$ es la función de sobretensión que toma la siguiente forma:

$$\phi[\mathbf{F}(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, \boldsymbol{\kappa}^{vp})] = \langle \mathbf{F}(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, \boldsymbol{\kappa}^{vp}) \rangle^N = \left\langle \frac{f(\boldsymbol{\sigma}_{ij})}{K(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, \boldsymbol{\kappa}^{vp})} - 1 \right\rangle^N \quad (3)$$

los paréntesis de Mc Aully se definen como $\langle x \rangle = 0.5(x + |x|)$;

$f(\boldsymbol{\sigma}_{ij})$ es la función de fluencia; $\boldsymbol{\kappa}^{vp}$ representa la variable interna de endurecimiento viscoplástico y $K(\boldsymbol{\sigma}_{ij}, \boldsymbol{\kappa}^{vp})$ es la función de endurecimiento que se usa para normalizar la función de sobretensión. Esta última representa la evolución del umbral de comportamiento inelástico bajo cargas cuasiestáticas. Su evolución para el caso de materiales cohesivo friccionales está descrita detalladamente en el trabajo de [Aráoz y Luccioni \(2009\)](#).

Tanto el coeficiente de viscosidad η como el exponente N son parámetros que se deben ajustar en base a comparaciones con resultados experimentales. Para ello se calibran los parámetros correspondientes a tracción uniaxial (η_t y N_t) y compresión uniaxial (η_c y N_c). Para otros estados tensionales los valores del exponente N y de la viscosidad se interpolan de la siguiente manera:

$$\begin{aligned} \eta &= r \eta_t + (1-r) \eta_c \\ N &= r N_t + (1-r) N_c \end{aligned} \quad (4)$$

donde $r(\boldsymbol{\sigma}_i)$ tiene en cuenta el signo de las tensiones principales de la siguiente manera:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad (5)$$

σ_i son las tensiones principales.

Como se verá más adelante, en el caso del hormigón, no es necesario considerar la dependencia de la velocidad en el comportamiento a nivel material para reproducir los resultados de compresión uniaxial obtenidos en ensayos experimentales y sí resulta necesario introducir dicha dependencia en el caso de tracción. Por lo tanto se considera $N_c = \eta_c = 1$, y para el caso en que las tres tensiones principales sean de compresión, el modelo se comporta como un modelo de plasticidad independiente del tiempo (invíscido).

Como en la teoría de plasticidad, la dirección del flujo viscoplástico se define a través del gradiente del potencial viscoplástico $G(\sigma_{ij}, \kappa^{vp})$; y en caso de optar por flujo asociado se considera $F(\sigma_{ij}, \kappa^{vp}) = G(\sigma_{ij}, \kappa^{vp})$. Para este trabajo se considera flujo no asociado.

La integración numérica del modelo viscoplástico se realiza a través del método de Euler implícito.

Para describir la superficie de fluencia se usa la ecuación (6) que representa la función de fluencia de Luccioni y Rougier (2005).

$$F^p = \frac{\sqrt{3J_2} + \alpha I_1 + \beta \langle \sigma_{\max} \rangle - \gamma \langle -\sigma_{\max} \rangle + \frac{\delta}{\sigma_c(\kappa^p)} (1 - \alpha) I_1^2}{\sigma_c(\kappa^p) \cdot (1 - \alpha) \cdot (1 + \delta)} - 1 = 0 \quad (6)$$

donde α , β , γ y δ son constantes que determinan la forma de la función de fluencia. I_1 es el primer invariante del tensor de tensiones, J_2 es el segundo invariante del tensor desviador de tensiones, $\sigma_c(\kappa^p)$ representa la evolución del umbral de fluencia y σ_{\max} es la tensión principal mayor: $\sigma_3 \leq \sigma_2 \leq \sigma_1 = \sigma_{\max}$, cuya expresión es la siguiente:

$$\sigma_{\max} = 2 \frac{\sqrt{J_2}}{\sqrt{3}} \operatorname{sen} \left(\theta + \frac{2\pi}{3} \right) + \frac{I_1}{3} \quad (7)$$

donde θ es el ángulo de similaridad o ángulo de Lode.

Además de la sensibilidad a la velocidad de deformación, los altos niveles de confinamiento también afectan la respuesta del material en relación a su comportamiento bajo solicitaciones cuasi-estáticas (Grote et al. 2001). Por este motivo, es recomendable que la superficie de fluencia adoptada para la describir el umbral de comportamiento plástico en materiales cohesivo-friccionales tenga meridianos curvos y pueda cerrarse sobre el eje hidrostático de presiones. En un trabajo anterior (Araoz y Luccioni, 2008) se propuso una modificación de la superficie de fluencia que reúne estas condiciones, considerando una función de cierre "Fcap".

En la figura 3 se puede observar la superficie de fluencia utilizada, así como el efecto de la

modificación con la función de cierre. A través de la utilización de dicha función es posible lograr un mejor ajuste en relación a los resultados experimentales (Sfer et al. 2000), cuando el material está sometido a un confinamiento elevado.

En esta primera etapa se utiliza la superficie de Luccioni-Rougier (2005). Sin embargo, se verá más adelante que el elevado nivel de confinamiento, originado por las altas velocidades de deformación, requiere la utilización de la función de cierre “Fcap” propuesta. Esto último se encuentra en proceso de implementación.

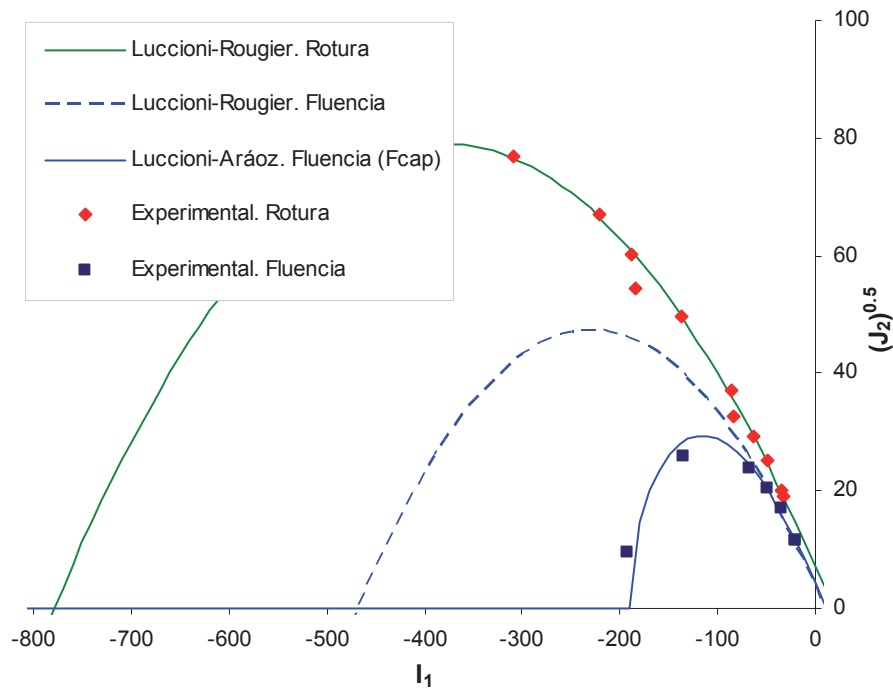


Figura 3: Superficie de fluencia modificada para confinamiento elevado

2.3 Implementación numérica y datos

El modelo original de Luccioni-Rougier (2005) y su extensión viscoplástica son implementados en un programa de elementos finitos dinámico que permite resolver problemas no lineales de la mecánica de sólidos en pequeñas o grandes deformaciones, entre otras características. Se considera para la integración en el tiempo el método de Newmark (Oller, 2001), y al sistema como no amortiguado.

Las propiedades materiales para el hormigón tipo H-30, y los parámetros generales utilizados en la modelación se resumen en la Tabla 1.

Se adopta para las simulaciones, la mitad de la sección longitudinal de la probeta (ver figura 5). La aplicación de las distintas velocidades de deformación se realiza mediante la imposición de pequeños desplazamientos en los nodos del borde superior con distintos pasos de tiempo. A su vez, los nodos que se encuentran sobre el eje de simetría de la probeta están restringidos transversalmente mientras que los nodos del borde inferior están restringidos verticalmente. Estas condiciones de borde permiten únicamente la deformación radial de la probeta, con lo cual la existencia de tensiones en esa dirección se debe únicamente al efecto de las fuerzas inerciales.

Propiedad / Parámetro		
Módulo de Elasticidad: E		28800 MPa
Coefficiente de Poisson: ν		0.20
Resistencia cuasi-estática a compresión: f_{c0}		30 MPa
Tensión límite de fluencia a compresión: σ_y		25 MPa
Variable viscoplástica en pico de tensión a compresión κ^{vp}		0.15
Resistencia cuasi-estática a tracción: f_{t0}		2.5 MPa
Energía de aplastamiento cuasi-estática: G_{c0}		1.2 E-02 MPa.m
Energía de fractura cuasi-estática: G_{f0}		1.2 E-04 MPa.m
Parámetros viscoplásticos:	Tracción	$\eta_t=0.50 ; N_t=2.0$
	Compresión	$\eta_c=1.0 ; N_c=1.0$

Tabla 1: Propiedades materiales para hormigón H-30 y parámetros utilizados en la simulación numérica.

Las velocidades de deformación utilizadas en las simulaciones varían entre 0.1 /s y 100 /s. Para el caso cuasi-estático, la velocidad de deformación se establece en 0.1 /s. A pesar de que esta velocidad de deformación es considerablemente superior al valor cuasi-estático observado en la [figura 1](#) (10^{-4} /s), la amplificación dinámica se manifiesta a partir de 0.1/s, con lo cual la realización de simulaciones con velocidades inferiores carecen de sentido ([Schwer, 2009](#)).

3 SIMULACIONES DEL COMPORTAMIENTO A COMPRESIÓN

En este capítulo se presentan los resultados obtenidos de las simulaciones numéricas en probetas cilíndricas de hormigón, analizando separadamente los efectos de los parámetros propios de la modelación como el tipo de elemento, grado de discretización de la malla, discretización temporal, y criterio de fluencia adoptado; así como de aquellos parámetros relacionados a la física del ensayo como las dimensiones y forma de la probeta. Todas estas comparaciones tienen como objeto evaluar la validez de la interpretación de los resultados obtenidos experimentalmente como representativos del comportamiento a nivel material. En todos los casos se utiliza el modelo de plasticidad de [Luccioni-Rougier \(2005\)](#).

3.1 Efecto del tipo de elemento utilizado

Comúnmente, para el estudio de elementos sometidos a sollicitaciones estáticas (o cuasi estáticas) se utilizan elementos 2D con estado plano de tensión o elementos 2D con simetría axial. En la [figura 4](#) se puede observar la respuesta dinámica obtenida en cada caso para una velocidad de deformación de 100/s. Se utiliza, para estas comparaciones, un solo elemento de 50mm de ancho y 50 mm de altura. Es evidente que la utilización de un elemento con estado plano de tensión conlleva a una subestimación del confinamiento lateral inercial debido a la hipótesis de nulidad de la tensión normal al plano ($\sigma_z=0$). Basado en esta comparación se realiza el resto de las simulaciones considerando elementos con simetría axial.

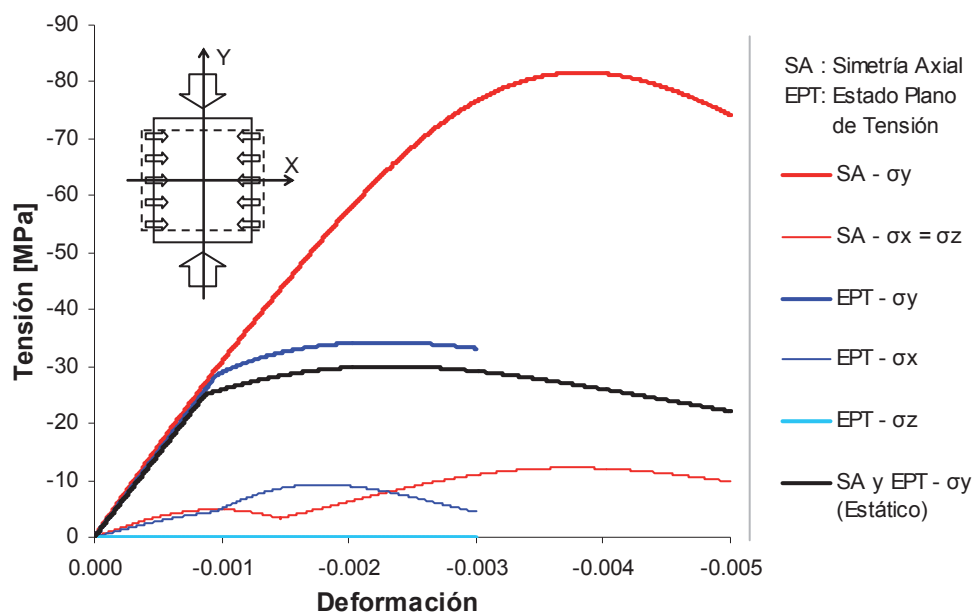


Figura 4: Tensión-Deformación para elemento a compresión con estado plano y con simetría axial para una velocidad de deformación de 100/s

Se puede apreciar que existe, además, una amplificación dinámica durante la etapa elástica del proceso de carga, que se manifiesta como un incremento en el módulo de elasticidad respecto del módulo para el caso estático.

3.2 Efecto de la discretización de la malla

Si bien el efecto de confinamiento inercial se manifiesta incluso al utilizar un solo elemento en la modelación, se analiza la influencia del grado de discretización de la malla a fin de determinar la objetividad de la respuesta numérica. Para esto se considera el caso de una probeta cilíndrica de 100 mm de diámetro y 100 mm de altura, con distintas discretizaciones: 2 elementos de 50x50 mm, 8 elementos de 25x25 mm, 32 elementos de 12.5x12.5 mm y 50 elementos de 10x10 mm.

Los esquemas de la probeta y de las diferentes discretizaciones pueden observarse en la figura 5.

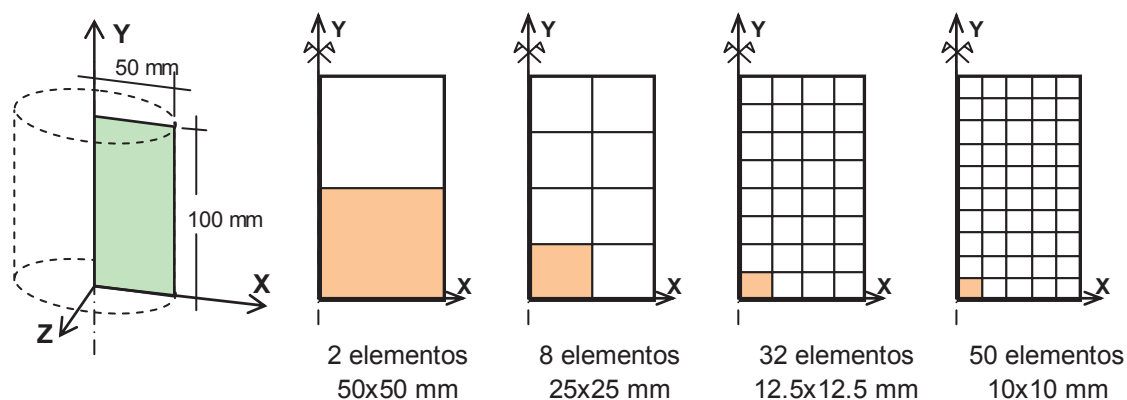


Figura 5: Esquema de probeta cilíndrica y discretizaciones de malla utilizadas

En las figuras 6 y 7 se puede observar la variación en el tiempo de las tensiones longitudinales promedio, obtenidas a partir de las reacciones de apoyo, para velocidades de deformación de 10/s y 100/s respectivamente. Se puede apreciar, en ambos casos, que la respuesta tiende a converger a medida que se refina la malla. También se observa que, a mayor velocidad de deformación, se requieren elementos más pequeños para poder describir adecuadamente la respuesta dinámica.

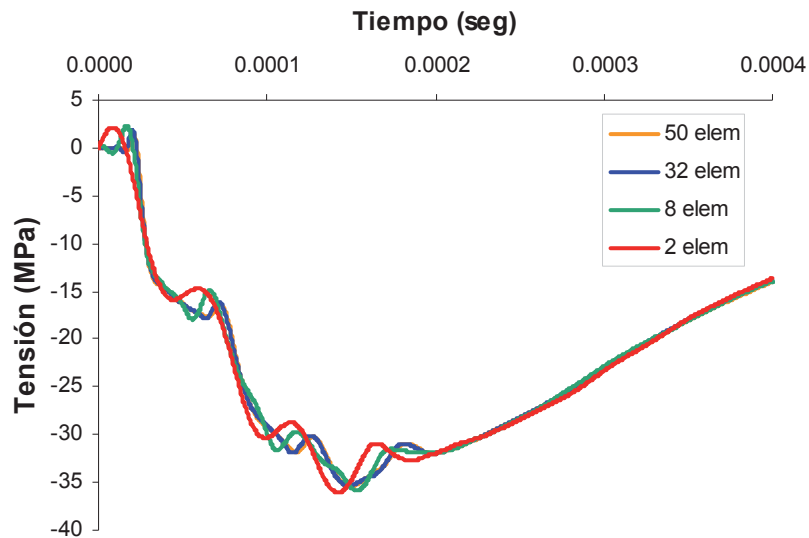


Figura 6: Tensión axial promedio para distintas discretizaciones de malla con una velocidad de deformación de 10/s

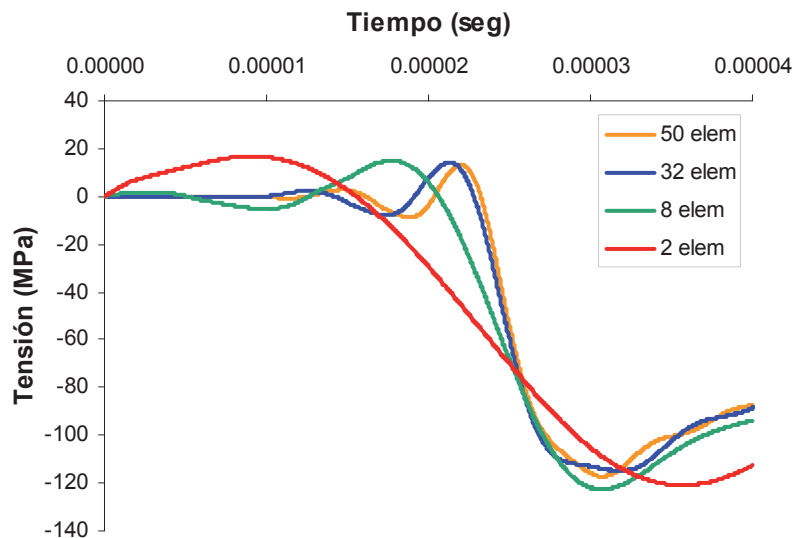


Figura 7: Tensión axial promedio para distintas discretizaciones de malla con una velocidad de deformación de 100/s

3.3 Efecto de la discretización temporal

Debido a la naturaleza dinámica del ensayo, la elección del paso de tiempo en el proceso numérico es esencial para registrar con precisión la variación temporal de las tensiones dentro

de la probeta, y su valor estará condicionado por la velocidad con la cual se propaga la onda de tensión. En un material elástico, la velocidad de propagación longitudinal v_L puede determinarse como:

$$v_L = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (8)$$

donde E y ρ son el módulo de elasticidad y la densidad del material respectivamente.

En la [Tabla 2](#) se resumen los tiempos necesarios para recorrer cada elemento de la malla según la discretización utilizada, teniendo en cuenta que la velocidad de propagación será, en este caso, igual a 3464.10 m/s.

Dimensiones del elemento (mm)	50x50	25x25	12.5x12.5	10x10
Tiempo necesario para recorrer el elemento (seg)	1.44 E-05	7.22 E-06	3.68 E-06	2.89 E-06

Tabla 2: Tiempos necesarios para la propagación de onda según dimensiones del elemento

A fin de establecer el grado de influencia de la discretización temporal, se determinan las tensiones axiales promedio para una probeta sometida a una velocidad de deformación de 100/s, modelada con elementos de 25x25 mm y 12.5x12.5 mm, y considerando distintos pasos de tiempo Δt . Los resultados obtenidos se muestran en las [figuras 8 y 9](#), respectivamente, donde se puede observar que, cualquiera sea el grado de discretización de la malla, se alcanza una mejor aproximación a medida que el paso de tiempo disminuye, sin embargo esto va en desmedro del costo computacional.

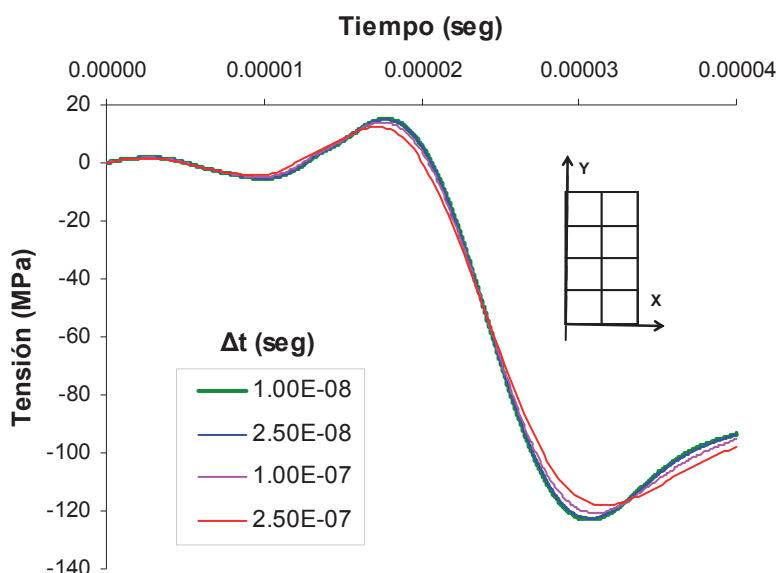


Figura 8: Tensión axial promedio para malla de 8 elementos (25x25mm) con una velocidad de deformación de 100/s

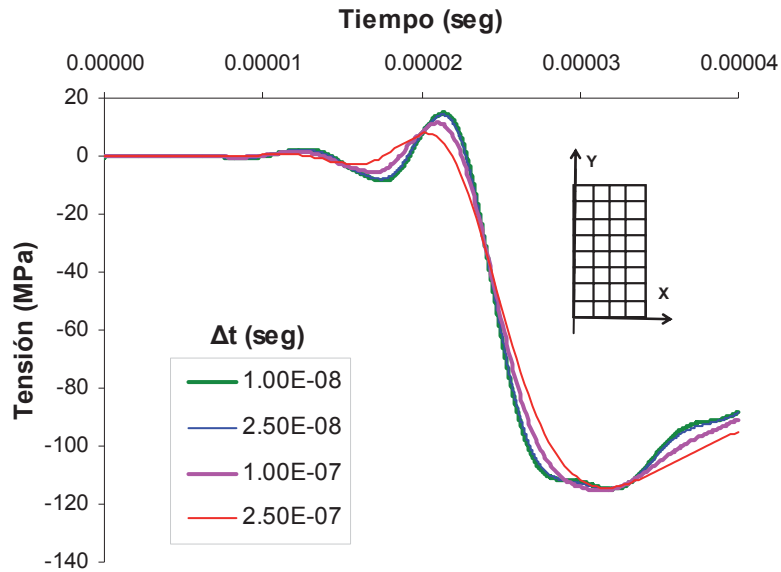


Figura 9: Tensión axial promedio para malla de 32 elementos (12.5x12.5mm) con una velocidad de deformación de 100/s

Por otro lado, se puede apreciar que el paso de tiempo está condicionado por el tamaño del elemento, y que la respuesta tiende a converger a una misma curva a medida que el paso de tiempo disminuye.

3.4 Efecto de las dimensiones de la probeta

Como fuera mencionado anteriormente, el efecto de confinamiento inercial es proporcional a la cantidad de material (masa) que debe desplazarse radialmente por efecto Poisson. En consecuencia, el grado de confinamiento depende de las dimensiones y de la relación de aspecto de la probeta ensayada. En la [figura 10](#) se presenta la variación en el tiempo de las tensiones obtenidas para probetas cilíndricas de distintas dimensiones con una velocidad de deformación de 100/s. Los valores de resistencia máxima obtenidos se resumen en la [Tabla 3](#). Puede observarse que, la resistencia final crece con el incremento del diámetro, por efecto del confinamiento inercial lateral. Este efecto se evidencia no sólo si se comparan probetas de igual altura y distinto diámetro sino también en probetas de igual relación de aspecto y distinto diámetro.

Dimensiones de la probeta (Diámetro ; Altura)	100x100	200x100	100x150	150x150
Relación de aspecto (Diámetro/Altura)	1	2	0.67	1
Tensión máxima (MPa)	114.9	123.11	97.33	119.46

Tabla 3: Tensiones longitudinales máximas según dimensiones de la probeta

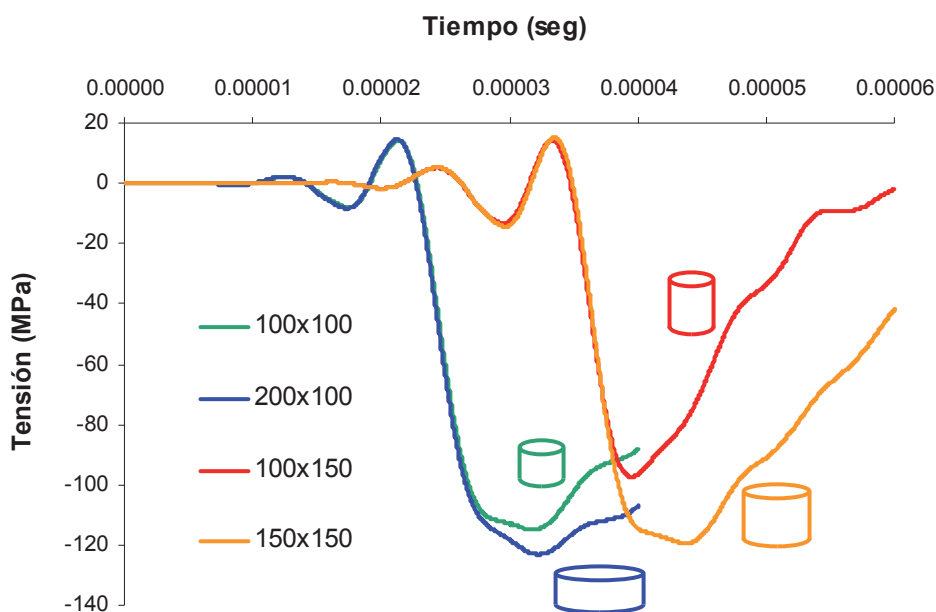


Figura 10: Tensión axial promedio para distintas dimensiones de probeta con una velocidad de deformación de 100/s

En estos ejemplos se analizan también las tensiones en distintos puntos dentro de la probeta, con el objeto de verificar el nivel de confinamiento alcanzado.

En la figura 11 se muestran las tensiones transversales en dos elementos ubicados en el borde inferior de la probeta. El primer elemento está situado hacia el eje de simetría y el otro hacia el borde libre.

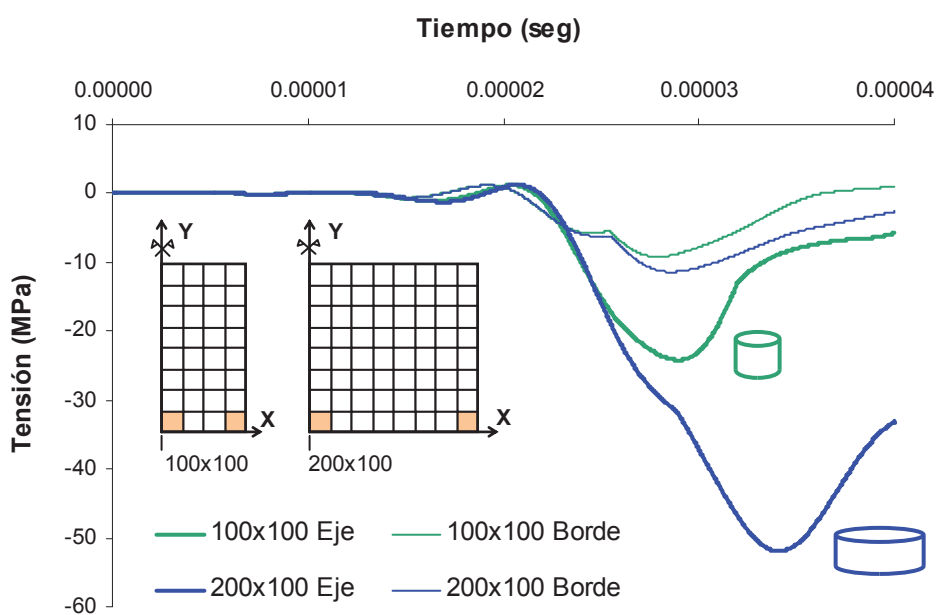


Figura 11: Tensiones transversales en elementos ubicados hacia el eje de simetría o borde de la probeta para distintas dimensiones y con una velocidad de 100/s

Los resultados se obtienen para una velocidad de deformación de 100/s y se utilizan dos

dimensiones de probeta diferentes a fin de verificar los niveles de confinamiento en cada caso.

Se puede observar claramente que para la probeta de diámetro mayor (200mm) la presión transversal alcanzada es notablemente superior. A su vez, se observa que las diferencias entre las tensiones radiales en el centro y en el borde aumentan a medida que se incrementa el diámetro de la probeta.

3.5 Efecto del criterio de fluencia adoptado

La adopción de distintos criterios de fluencia en las simulaciones lleva a obtener diferentes respuestas del material. En particular, el elevado confinamiento originado para altas velocidades de deformación ($>10/s$) requiere la utilización de criterios de fluencia que permitan un cierre sobre el eje hidrostático de presiones. Se comparan entonces los resultados obtenidos utilizando los criterios de plasticidad de Mohr Coulomb, Lubliner-Oller (Oller, 1998) y Luccioni-Rougier (Luccioni, 2005).

En la figura 12 puede observarse que la adopción de criterios de fluencia con meridianos de compresión rectos como Mohr Coulomb o Lubliner-Oller conduce a una sobreestimación de las tensiones.

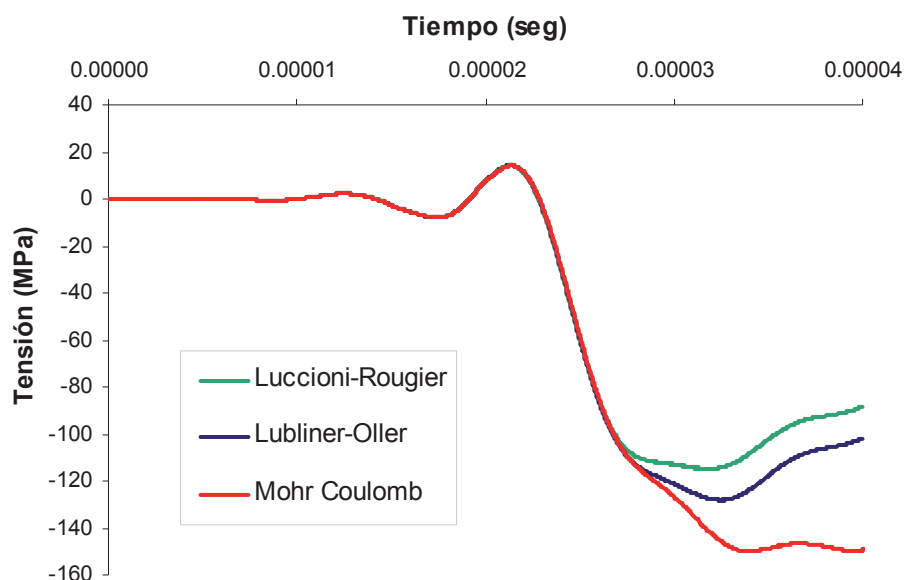


Figura 12: Tensión axial promedio para distintos Criterios de Fluencia con una velocidad de deformación de 100/s

Los valores de tensión axial σ_y y transversal $\sigma_x = \sigma_z$, obtenidos según el criterio de Luccioni-Rougier, son $\sigma_y=114.9\text{MPa}$ y $\sigma_x=\sigma_z=24.2\text{MPa}$ respectivamente. En función de estas tensiones, es posible determinar el valor del primer invariante de tensiones $I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z = 163.3\text{MPa}$. Si se observa en la figura 3, que muestra resultados experimentales, es posible comprobar que para estos niveles de confinamiento, la superficie de fluencia se cierra hacia el eje apartándose de la superficie definida por Luccioni y Rougier (2005) por lo tanto es necesario modificar dicha función de fluencia, utilizando una función que permita el cierre sobre el eje hidrostático, por ejemplo como la propuesta en Aráoz y Luccioni (2008).

3.6 CDIF – Comparación con resultados experimentales

En la figura 13 se presentan las respuestas obtenidas para una probeta de 100mm de diámetro y 100 mm de altura, sometida a distintas velocidades de deformación entre 0.1/s y 100/s. Asimismo se muestran en la figura 14 los correspondientes factores de amplificación dinámica (CDIF) obtenidos numéricamente, y se comparan los mismos con resultados experimentales.

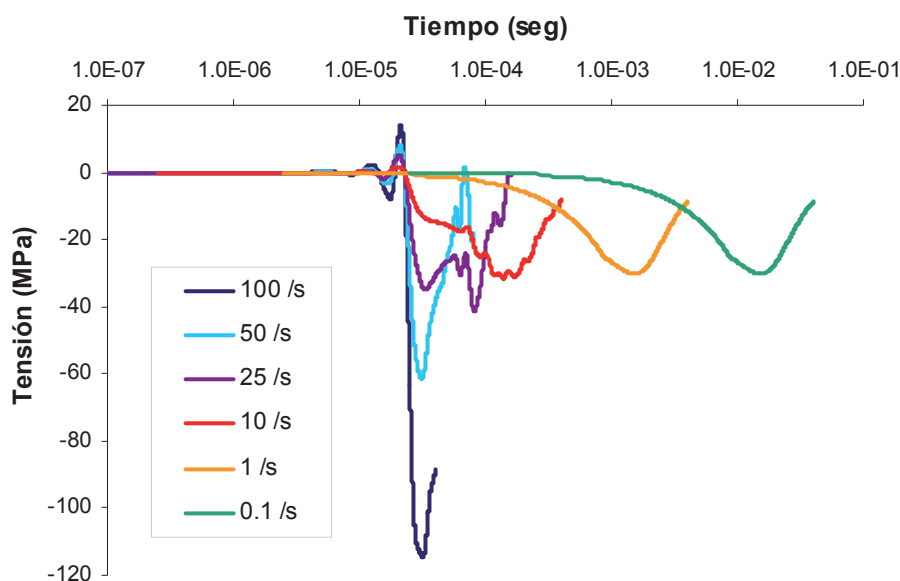


Figura 13: Tensión axial promedio para distintas velocidades de deformación en una probeta de 100x100 mm

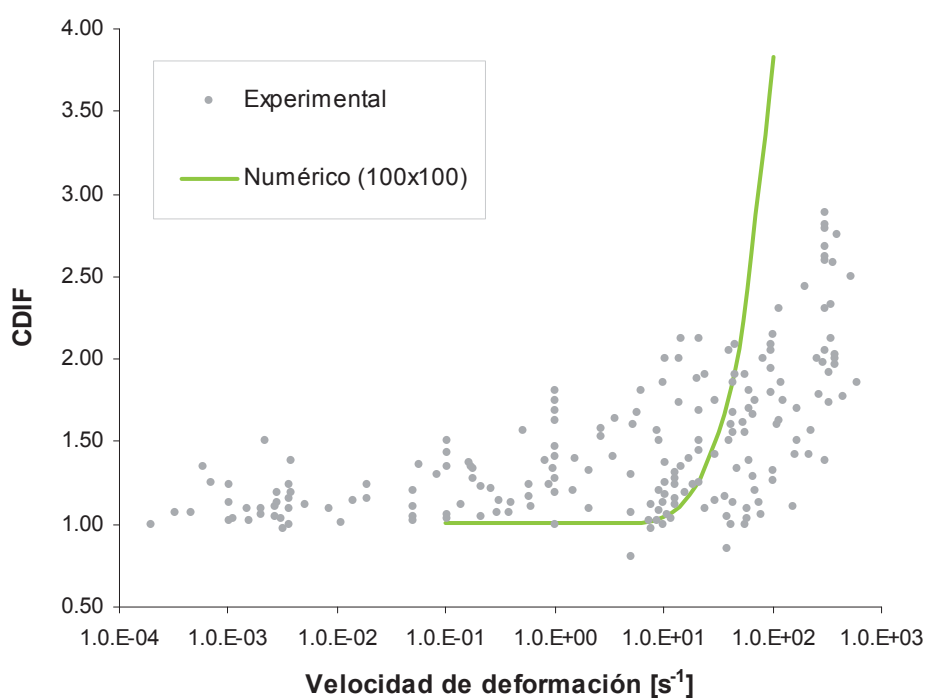


Figura 14: CDIF - Comparación con resultados experimentales

Puede observarse que para velocidades superiores a los 10/s, se incrementa la resistencia a compresión del hormigón por efecto del confinamiento inercial lateral. Si bien cualitativamente se observa una adecuada respuesta, para altas velocidades de deformación las predicciones numéricas parecen sobreestimar el valor del DIF. Por este motivo, la propuesta de modificar el criterio de fluencia utilizado, a través de una función que permita el cierre de la superficie sobre el eje hidrostático de presiones, resulta necesaria y actualmente se encuentra en proceso de implementación. La aplicación de este criterio modificado llevaría a menores valores de sobre-resistencia para altas velocidades de deformación. Asimismo, la importante dispersión de los resultados experimentales, así como la falta de homogeneidad de las deformaciones y tensiones para altas velocidades de deformación, ponen en duda la precisión del ajuste numérico en base a dichos resultados.

4 SIMULACIONES DEL COMPORTAMIENTO A TRACCIÓN

Se resumen a continuación los resultados obtenidos para las simulaciones numéricas de ensayos dinámicos de probetas cilíndricas sometidas a tracción. En primer lugar se analiza, al igual que en el caso de compresión, el efecto del tipo de elemento utilizado en la modelación, considerando el modelo de plasticidad de Luccioni y Rougier (2005). Luego se realizan simulaciones para distintas velocidades de deformación, utilizando el modelo viscoplastico propuesto (Aráoz y Luccioni, 2009), y se comparan las respuestas obtenidas con resultados experimentales.

4.1 Efecto del tipo de elemento utilizado

En la figura 15 se muestran las respuestas para una velocidad de deformación de 100/s, adoptando elementos con estado plano y elementos con simetría axial. Se utiliza, para estas comparaciones, un solo elemento de 50mm de ancho y 50 mm de altura. El valor de la tensión máxima se mantiene constante con lo que se verifica que no existen presiones de confinamiento lateral inercial. Por lo tanto, para incluir la sensibilidad del material a la velocidad de deformación se debe incorporar la extensión viscoplastica.

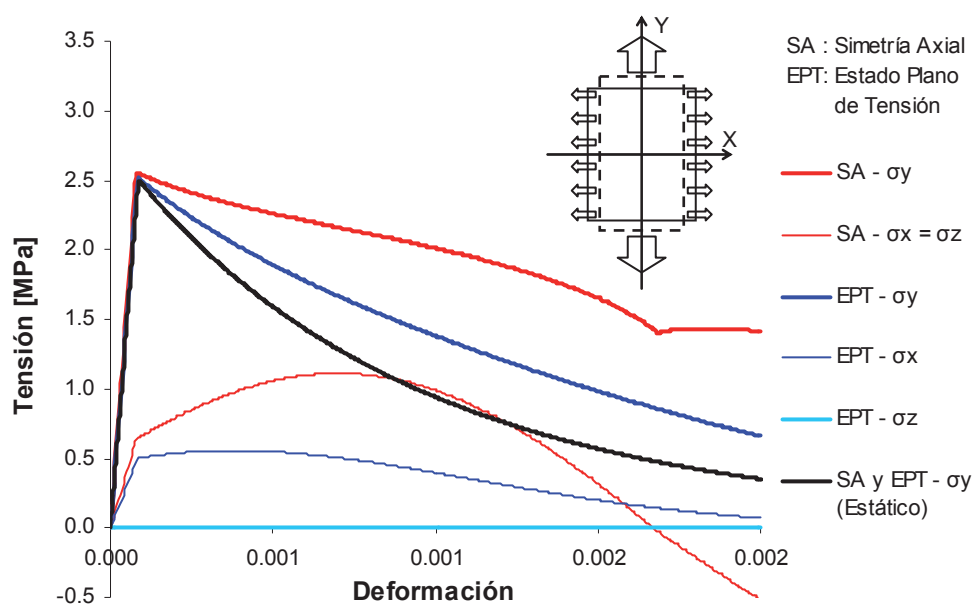


Figura 15: Tensión-Deformación para elemento a tracción con estado plano y con simetría axial

Al igual que el caso de compresión, se utilizan en las simulaciones restantes elementos planos con simetría axial.

4.2 TDIF – Comparación con resultados experimentales

Se obtienen las respuestas para distintas velocidades de deformación, utilizando la extensión viscoplástica propuesta en la sección 2.2. En la [figura 16](#) se puede apreciar la variación de las tensiones axiales de tracción en la probeta para distintas velocidades de deformación, mientras que los factores de amplificación dinámica (TDIF) obtenidos se comparan con los datos experimentales en la [figura 17](#).

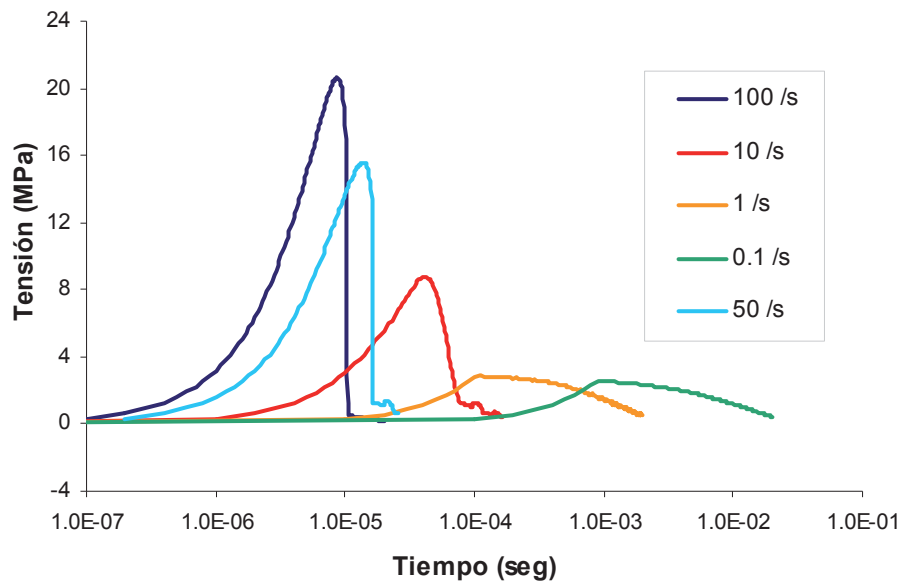


Figura 16: Tensión axial promedio para distintas velocidades de deformación en una probeta de 100x100 mm

Puede observarse que las predicciones numéricas, utilizando la extensión viscoplástica, reproducen adecuadamente la respuesta a tracción según los resultados experimentales.

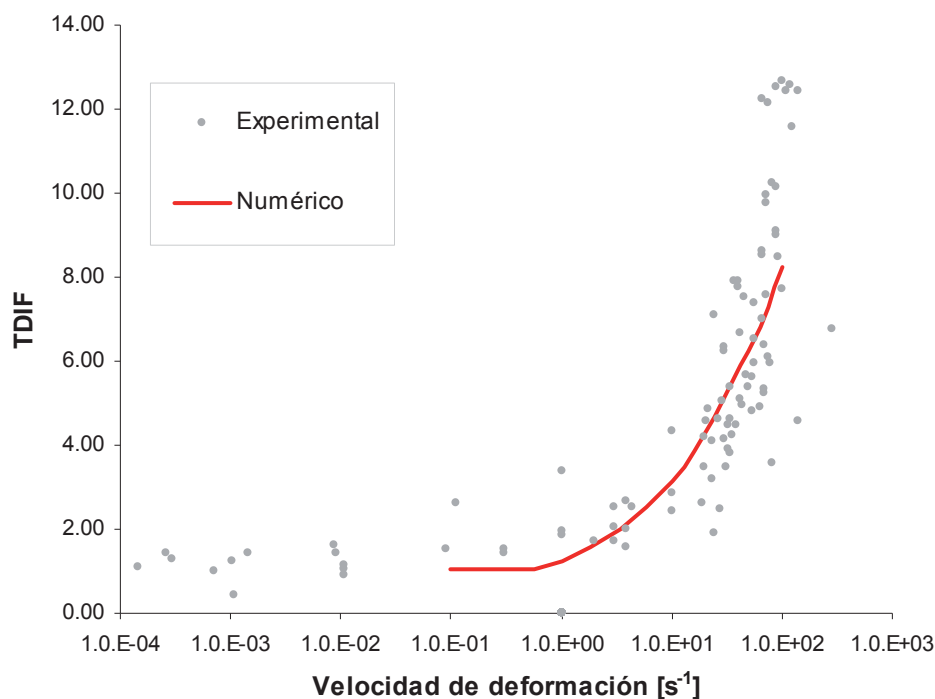


Figura 17: TDIF - Comparación con resultados experimentales

5 CONCLUSIONES

En base a las simulaciones realizadas en probetas cilíndricas de hormigón sometidas a compresión con distintas velocidades de deformación, se puede concluir lo siguiente:

La adopción de elementos con estado plano de tensión subestima la resistencia longitudinal mientras que la utilización de elementos con simetría axial reproduce correctamente el confinamiento radial por efecto de las fuerzas de inercia.

Tanto la discretización de la malla como la elección del paso de tiempo están condicionados por la velocidad de propagación de las ondas de tensión dentro de la probeta. De esta forma, a medida que la velocidad de deformación crece es necesario contar con elementos y pasos de tiempo más pequeños a fin de lograr una respuesta adecuada. Sin embargo se deben estudiar los órdenes de estos valores en función de la velocidad de propagación de onda para lograr una optimización en el tiempo requerido por el proceso computacional.

Para altas velocidades de deformación (100/s), la utilización de criterios de fluencia con meridianos de compresión rectos como Mohr Coulomb o Lubliner-Oller conduce a una sobreestimación de las tensiones. Por este motivo, es necesario modificar el criterio de fluencia utilizado para permitir el cierre sobre el eje hidrostático de presiones según la función "Fcap" propuesta.

La sobre resistencia dinámica depende tanto de las dimensiones como de la relación de aspecto de la probeta. Al incrementar el diámetro de la probeta, la resistencia final crece por efecto del mayor confinamiento inercial lateral, aún manteniendo la relación de aspecto.

En general, para velocidades inferiores a los 10/s la respuesta no se ve afectada por el efecto de confinamiento inercial.

De las simulaciones en probetas sometidas a tracción con distintas velocidades de deformación se concluye que el efecto de las fuerzas de inercia laterales no influye en el

incremento de resistencia. La formulación general del modelo viscoplástico propuesto, permite tener en cuenta distintos parámetros viscoplásticos para tracción y compresión. En virtud de esto, es posible diferenciar la sensibilidad del material a la velocidad de deformación en función de las condiciones de carga. Los resultados numéricos muestran que la utilización del modelo viscoplástico sólo es necesaria para describir el comportamiento a cuando aparecen tensiones de tracción, y que los valores indicados para los parámetros permiten ajustar adecuadamente la respuesta dinámica en función de los resultados experimentales

AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen al CONICET y al CIUNT por el apoyo económico brindado para la realización de este trabajo.

REFERENCIAS

- Aráoz G.F. y Luccioni B.M. Materiales cohesivo-friccionales bajo confinamiento elevado. *XVII Congreso sobre Métodos Numéricos y sus aplicaciones (ENIEF)*, 2008.
- Aráoz G.F. y Luccioni B.M. Modelo viscoplástico para materiales cohesivo-friccionales. *XVIII Congreso sobre Métodos Numéricos y sus aplicaciones (ENIEF)*, 2009.
- Braraa, A. y Klepaczko J.R. Experimental characterization of concrete in dynamic tension. *Mechanics of Materials*, 38: 253–267, 2006.
- Braraa, A. y Klepaczko J.R. Fracture energy of concrete at high loading rates in tension. *International Journal of Impact Engineering*, 34: 424–435, 2007.
- Burlion N., Gatuingt F., Pijaudier-Cabot G. and Daudeville L., Compaction and tensile damage in concrete: constitutive modelling and application to dynamics, *Comput. Methods Appl. Mech. Engrg*, 183: 291-308, 2000.
- Carosio A.N.A. Viscoplasticidad Continua y Consistente. Tesis Doctoral. *Universidad Nacional de Tucumán*, Argentina, 2001.
- CEB-FIP Model Code 1990. *Comité Euro-International du Béton*, Redwood Books, Trowbridge, Wiltshire, UK, 1990.
- Cotsovos, D.M. y Pavlovic, M.N. Numerical investigation of concrete subjected to high rates of uniaxial tensile loading. *International Journal of Impact Engineering*, 35:319–335, 2008.
- Crisfield M.A. *Non-Linear Finite Element Analysis of Solid and Structures*. Vol 2., Cap 15. Pag. 182-185. Wiley. 1997.
- González, J.M., Miquel Canet J., Oller, S., y Miró R. A viscoplastic constitutive model with strain rate variables for asphalt mixtures-numerical simulation. *Computational Materials Science* 38: 543–560, 2007.
- Grote, D.L., Park, S.W. y Zhou, M. Dynamic behavior of concrete at high strain rates and pressures: I. experimental characterization. *International Journal of Impact Engineering*, 25: 869–886, 2001.
- Hao Y., Hao H. y Li Z. Numerical analysis of lateral inertial confinement effects on impact test of concrete compressive material properties. *International Journal of Protective Structures*, Vol. 1, N° 1, 145–167, 2010.
- JianGuo N., HaiFeng L. y Lin S. Dynamic mechanical behavior and the constitutive model of concrete subjected to impact loadings. *Science in China Series G: Physics, Mechanics & Astronomy*, Vol 51 n°11: 1745-1760, 2008.
- Johnson, G.R. y Holmquist, T.J. An improved constitutive model for brittle materials. *High-pressure Science and Technology*. AIP Press: New York. 1994.

- Kojic M. y Bathe K.-J. *Inelastic Analysis of Solids and Structures*. Cap 5.3. Pag 217-223. Springer. 2005.
- Lorefice R., Etse, G. y Carol, I. Viscoplastic approach for rate-dependent failure analysis of concrete joints and interfaces. *International Journal of Solids and Structures*, 45: 2686–2705, 2008.
- Lubliner J. *Plasticity Theory*. Cap 3, 4.5. Pag 102, 237, Macmillan. 1990.
- Luccioni B. and Rougier V., A plastic damage approach for confined concrete. *Computers and Structures*, 83: 2238-2256, 2005.
- Luegue M. Simulación del comportamiento de materiales bajo cargas explosivas. Tesis de Maestría. *Universidad Nacional de Tucumán*, Argentina, 1999.
- Malvar, L.J., Crawford, J.E. y Morril, K.B. K&C concrete material model Release III – Automated generation of material model input. *K&C Technical Report TR-99-24-BI*, 2000.
- Malvar, L.J., Crawford, J.E. y Wesevich, J.W. A plasticity concrete material model for Dyna3D. *International Journal of Impact Engineering*, 19(9-10): 847-873, 1997.
- Ngo T. y Mendis P. Modelling the dynamic response and failure modes of reinforced concrete structures subjected to blast and impact loading. *Structural Engineering and Mechanics*, Vol 32, No 2: 269-282, 2009.
- Oller, S. Un modelo de daño continuo para materiales friccionales. Tesis de Doctorado. *Universitat Politècnica de Catalunya*. 1998.
- Oller, S. *Dinámica no lineal*. Cap B6.5. Pag. 6-24 a 6-30. CIMNE. 2001.
- Riedel, W., Thoma, K. y Hiermaier, S. Numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes. *Proc. 9th Int. Symposium on Interaction of effects of Munitions with Structures*, 315-322, 1999.
- Schuler, H., Mayrhofer, C. y Thoma K. Spall experiments for the measurement of the tensile strength and fracture energy of concrete at high strain rates. *International Journal of Impact Engineering*, 32: 1635–1650, 2006.
- Schwer, L. Strain rate induced strength enhancement in concrete: much ado about nothing? *International Workshop on Structures Response to Impact and Blast*, No. 5-1, 2009.
- Sfer D., Carol I., Gettu R. and Etse G., Study of the behaviour of concrete under triaxial compression. *J. Eng. Mech. ASCE*, 128(2): 156-63, 2000.
- Shi Y., Li Z. y Hao H. Bond slip modelling and its effect on numerical analysis of blast-induced responses of RC columns. *Structural Engineering and Mechanics*, Vol 32, No 2: 251-267, 2009.
- Simo J.C. y Hughes T.J.R. *Computational Inelasticity*. Pag. 62,105,231. Springer. 1998.
- Wu H., Zhang Q., Huang F. y Jin Q. Experimental and numerical investigation on the dynamic tensile strength of concrete. *International Journal of Impact Engineering*, 32: 605–617, 2005.
- Zhang X.X., Ruiz, G., Yu, R.C. y Tarifa M. Fracture behaviour of high-strength concrete at a wide range of loading rates. *International Journal of Impact Engineering*, 36: 1204–1209, 2009.