

## COMPORTAMIENTO DE ELEMENTOS ESTRUCTURALES DE HORMIGÓN REFORZADO CON FIBRAS BAJO CARGAS EXPLOSIVAS.

**Nicolás Agustín Labanda y Bibiana Luccioni**

*Instituto de Estructuras, Universidad Nacional de Tucumán, Av. Roca 1800, 4000 S.M. de Tucumán ,  
Argentina, [bluccioni@herrera.unt.edu.ar](mailto:bluccioni@herrera.unt.edu.ar) , [nicolaslabanda@hotmail.com](mailto:nicolaslabanda@hotmail.com), [www.herrera.unt.edu.ar/iest](http://www.herrera.unt.edu.ar/iest)*

CONICET, Av Rivadavia 1917, Cdad. de Bs. As.

**Palabras claves:** Hormigón, fibras, explosivos.

**Resumen.** El hormigón ha sido ampliamente utilizado para la construcción de distintos tipos de estructuras de protección resistentes a explosiones e impactos. Al ser un material de tipo frágil, la adición de fibras de acero en su matriz incrementa considerablemente la tenacidad y su capacidad de absorción de energía. Muchos estudios han demostrado que la ductilidad a cargas impulsivas puede verse sustancialmente aumentadas al insertar fibras aleatoriamente distribuidas en la matriz del hormigón. En estos casos, el material tiene un comportamiento complejo y no es fácil de definir y calibrar sus propiedades mecánicas para reproducir numéricamente los patrones de agrietamiento y astillamiento.

Con el fin de estudiar este tipo de efectos como también la influencia de la distancia al foco de explosión en la desintegración del material y las ventajas de adicionar fibras en la matriz, se presentan en este trabajo resultados de la simulación numérica de placas de hormigón reforzado con fibras de acero (HRFA) bajo cargas explosivas. El análisis ha sido realizado mediante hidrocódigo usando un modelo homogéneo aproximado para el HRFA. Este modelo se deriva de un modelo original desarrollado para hormigón (RHT model), modificando apropiadamente los parámetros para caracterizar su comportamiento en tracción usando una respuesta bilineal. La caracterización a tracción del HRFA se obtiene utilizando un modelo para compuestos anisótropos modificado, que tiene en cuenta los efectos de la esbeltez de la fibra, como también la orientación y cantidad de fibras utilizada. El modelo homogéneo resultante está calibrado con resultados experimentales obtenidos de ensayos “pull-out” cuasi estáticos, y ensayos de compresión y tracción uniaxial.

Los resultados de la simulación numérica muestran una importante influencia de las fibras en la respuesta del hormigón, confiriéndole un aumento de la resistencia a la propagación de fisuras como así también una considerable disminución de la pérdida de masa producida por astillamiento y fenómenos de desintegración, debido a la modificación de la curva de ablandamiento en el modelo de hormigón. Estos resultados que también han sido observados en los ensayos experimentales, publicados por distintos autores, pueden ser obtenidos numéricamente con la simple modificación de la curva de ablandamiento en el modelo de hormigón para tener en cuenta el efecto de las fibras.

Para la validación de los resultados, las simulaciones numéricas son comparadas con ensayos experimentales de placas de HRFA bajo cargas explosivas.

## 1 INTRODUCCIÓN

Aunque el hormigón es un material adecuado para estructuras de protección porque posee considerable masa por costo unitario comparado con otros materiales y tiene excelente resistencia al fuego y capacidad de disipación de energía (Lan et al 2005), el hormigón armado normal no se comporta bien bajo cargas de impacto o explosión (Millard et al 2010) debido a que pueden producirse desprendimientos o descascamientos (Li y Zhang 2011).

Las pérdidas de material que esto acarrea, debilitan el cuerpo de la estructura y pueden afectar su integridad. Una alternativa interesante para minimizar este efecto es el agregado de fibras al hormigón.

Las fibras incrementan la deformación correspondiente a la carga pico y aumentan la capacidad de absorción de energía de elementos y estructuras de hormigón armado, incremento de la resistencia a flexión del hormigón y su resistencia a impacto, resistencia a tracción, ductilidad y tenacidad en flexión, tensión de fatiga, habilidad para resistir fisuración y descascamiento. Adicionalmente, los estudios experimentales sobre el comportamiento del hormigón reforzado con fibras (HRF) sometido a impacto o a explosiones han demostrado las ventajas respecto al hormigón sin fibras en cuanto a la reducción de la fisuración, propagación de fisuras, minimización del desprendimiento y retención de la capacidad portante (Lan et al 2005; Schenker et al. 2008; Mohammadi et al 2008; Yusof et al. 2010; Coughlin et al 2010; Millard 2010; Wang et al 2011; Xu et al 2012).

A pesar de todos los desarrollos realizados en los últimos años no hay un estudio sistemático de la influencia de los distintos tipos de fibras en la respuesta a cargas impulsivas del HRF (Xu et al 2012).

Recientemente, Li et al evalúan varios modelos de hormigón bajo cargas dinámicas, especialmente modelos de daño y modelo elastoplástico hidrodinámico para ver si son aplicables a compuestos cementicios bajo cargas dinámicas

La simulación del comportamiento de materiales con fibras puede hacerse básicamente con dos enfoques: macromodelos que consideran un material homogéneo equivalente o micromodelo que consideran separadamente las fibras, la matriz y la interfaz. Muchos modelos para hormigón con fibras pertenecen al primer tipo y se han desarrollado a partir de modelos para el hormigón bajo cargas extremas. En general, esos modelos tienen la desventaja de que necesitan un gran número de parámetros, muchos de ellos sin un significado físico claro y que no pueden ser determinados a través de ensayos convencionales.

Entre los trabajos que usan este tipo de modelo se puede mencionar el de Agard (1997) que modeló paneles de HRF mediante elementos finitos bajo cargas explosivas utilizando los programas LS-DYNA y ABAQUS Explicit con varios modelos materiales como el modelo de hormigón "Winfrith" en el caso de LS-DYNA y el modelo de fractura frágil en ABAQUS Explicit.

Wang et al (2009) estudiaron la formación de cráteres por efecto de cargas explosivas en hormigón reforzado con fibras de acero. Para modelar la respuesta dañada no lineal de ablandamiento, introdujeron como dato del material una curva tensión efectiva-deformación plástica efectiva tabulada disponible en LS-DYNA.

Wang et al (2010) presentaron una relación constitutiva basado en la teoría de plasticidad con endurecimiento isótropo adecuada para el HRF de acero combinado con un criterio de erosión basado en máxima deformación principal.

Bakar et al (2011) presentaron una formulación no lineal para HRF de acero que incluye parámetros determinados experimentalmente para analizar la respuesta dinámica de vigas y placas bajo cargas de impacto y explosiones.

Nystrom et al (2011) estudiaron numéricamente mediante AUTODYN el efecto cualitativo del agregado de diferentes cantidades de fibras (modeladas con diferentes respuestas post-pico) en el tamaño de los cráteres producidos y la penetración en paneles de HRF sometidos a impacto de proyectiles en paneles de HRF.

En este trabajo se realiza la simulación numérica de ensayos de explosión en elementos de HRF. El análisis se realiza mediante el hidrocódigo comercial AUTODYN y un modelo homogéneo equivalente, originalmente desarrollado para hormigón para el HRF. El modelo utilizado es el RHT al que se le modifica la respuesta a tracción teniendo en cuenta el aporte de las fibras. La respuesta a tracción del HRF se obtiene a través de un modelo de compuestos anisótropos (Luccioni et al 2012), que tiene en cuenta el efecto del material, geometría, contenido y orientación de las fibras. El modelo de compuesto se calibra con resultados experimentales cuasiestáticos de ensayos de extracción de fibras y ensayos de tracción y compresión uniaxial.

## 2 OBTENCIÓN NUMERICA DE LA RESPUESTA A TRACCIÓN DEL HRF.

### 2.1 Modelo de compuesto utilizado

El HRF puede ser considerado desde un punto de vista macroscópico como un medio homogeneizado cuyas propiedades y comportamiento es obtenido a través de cierto tipo de técnica de homogeneización a partir de las propiedades del hormigón, las fibras y la interfaz fibra-matriz, y las proporciones, forma y disposición de las fibras. Uno de los métodos de homogeneización más simples que se pueden hallar es la teoría de mezclas clásica que con algunas modificaciones propuestas posteriormente permite tratar una gran variedad de materiales compuestos.

En este trabajo se usan dos tipos de modelación para simular el comportamiento del HRF: Modelo homogéneo equivalente y teoría de mezclas. En el caso de los ensayos estáticos y dinámicos de baja velocidad se usan y comparan ambos tipos de modelos mientras que para los ensayos de impacto y explosiones se trabaja con un modelo homogéneo equivalente ya que el código AUTODYN no tiene incorporada una teoría de compuestos adecuada para el tratamiento del HRF. Básicamente el modelo de material homogéneo equivalente utilizado es un modelo de hormigón, como el que se describe más adelante, con idénticas propiedades elásticas y no lineales de compresión que el hormigón que compone el HRF pero con una curva de endurecimiento/ablandamiento en tracción modificada gracias a la contribución de las fibras. Esta curva puede ser obtenida de forma experimental mediante ensayos de tracción o indirectamente de ensayos de flexión o alternativamente puede obtenerse en forma numérica usando la teoría de mezclas. Para ello se necesitan como datos las propiedades mecánicas del hormigón y las fibras, la forma, tamaño, orientación y distribución de las fibras y la curva de arrancamiento de las fibras de una matriz de hormigón.

#### 2.1.1 Teoría de mezclas

La teoría de mezclas clásica de sustancias básicas se basa en la compatibilidad de deformaciones de las componentes:

$$\varepsilon_{ij} = (\varepsilon_{ij})_m = (\varepsilon_{ij})_f \quad (1)$$

Los subíndices m y f refieren a la matriz del hormigón y a las fibras de acero

respectivamente. La compatibilidad de deformaciones constituye una hipótesis fuertemente limitadora en la teoría de mezcla. En particular, el deslizamiento de las fibras representa una discontinuidad en el campo de deformaciones dentro del compuesto que no puede ser simulado por esta teoría. Cuando se produce el despegue, la transferencia de las tensiones entre la matriz y la fibra a través de la interfaz fibra-matriz es afectada y esto resulta en una disminución de la tensión en la fibra. Esta reducción de la tensión puede ser asimilada a una reducción de deformación relacionada con la deformación de la interfaz (Luccioni et al 2005). La compatibilidad de deformaciones Ec. (1) puede ser remplazada por la siguiente ecuación:

$$(\varepsilon_{ij})_f = \varepsilon_{ij} - (\varepsilon_{ij})_s = (\varepsilon_{ij})_m - (\varepsilon_{ij})_s \quad (2)$$

Donde el tensor de deformación  $(\varepsilon_{ij})_s$  representa la medida de la deformación de la interfaz o deslizamiento. Esta deformación depende del estado tensional y su composición entre una componente elástica y una componente irrecuperable. En general, la componente elástica puede ser despreciada cuando se la compara con la deformación inelástica, este último puede ser interpretado como una deformación permanente que tiene lugar como un resultado del desprendimiento y deslizamiento de la fibra.

Si se asume un comportamiento elastoplástico para el acero, la ecuación constitutiva secante puede ser escrita de la siguiente forma:

$$(\varepsilon_{ij})_f = (C_{ijkl})_f [(\varepsilon_{kl})_f - (\varepsilon_{kl}^p)_f] = (C_{ijkl})_f [\varepsilon_{kl} - (\varepsilon_{kl})_s - (\varepsilon_{kl}^p)_f] \quad (3)$$

Donde  $(\varepsilon_{ij}^p)_f$  representa la deformación permanente de la fibra y  $(C_{ijkl})_f$  es el tensor constitutivo secante de la fibra.

La Ec. (3) puede ser interpretada como una descripción de dos mecanismos disipativos que tienen lugar simultáneamente en el conjunto formado por las fibras de acero junto a la interfaz fibra-matriz. Un mecanismo disipativo es producido por las deformaciones inelásticas y la otra es debida a la discontinuidad y deslizamiento de las fibras de acero.

Por otro lado, la densidad de energía libre puede ser escrita como (Truesdell C. et al):

$$\Psi(\varepsilon_{ij}, \alpha_i) = k_m \Psi_m(\varepsilon_{ij}, p_{mi}) + k_f \Psi_f((\varepsilon_{ij})_f, p_{fi}, s_i) \quad (4)$$

donde  $\Psi_m$  y  $\Psi_s$  son la densidad de energía libre de la matriz y la fibra respectivamente,

$k_m = \frac{dV_m}{dV}$  y  $k_f = \frac{dV_f}{dV}$  son las correspondientes relaciones de volumen;  $p_{mi}$ ,  $p_{fi}$  y  $s_i$

representan un conjunto de variables internas asociadas a procesos disipativos que tienen lugar en la matriz, fibras e interfaz fibra-matriz respectivamente.

La ecuación constitutiva secante del compuesto puede ser obtenida desde la relaciones de Coleman que garantiza el cumplimiento de la desigualdad de Clausius Duhem:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij} &= \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{kl}, \alpha_k)}{\partial \varepsilon_{ij}} = k_m \frac{\partial \Psi_m(\varepsilon_{ij}, p_{mi})}{\partial \varepsilon_{ij}} + k_f \frac{\partial \Psi_f((\varepsilon_{ij})_f, p_{fi}, s_i)}{\partial \varepsilon_{ij}} \\ \sigma_{ij} &= k_m (\sigma_{ij})_m + k_f (\sigma_{ij})_f \end{aligned} \quad (5)$$

donde la tensión  $(\sigma_{ij})_m$  y  $(\sigma_{ij})_f$  son obtenidas de las ecuaciones constitutivas de la matriz y de las fibras respectivamente.

Un modelo de daño elastoplástico es usado para el hormigón mientras que para las fibras, se usa un modelo elastoplástico anisótropo incluyendo el efecto de discontinuidad y deslizamiento de la interfaz fibra-matriz.

### 2.1.2 Modelo de hormigón

Para el hormigón se utiliza un modelo plástico modificado con daño (Luccioni B., Rougier V. 2005). El comportamiento plástico se obtiene como una generalización de la teoría clásica de la plasticidad, muy apropiada para geomateriales.

El límite de comportamiento elástico es definido a través de una función de fluencia:

$$F(\sigma_{ij}; \kappa^p) = f(\sigma_{ij}) - K(\sigma_{ij}; \kappa^p) \leq 0 \quad (6)$$

donde  $f(\sigma_{ij})$  es la tensión equivalente. El criterio modificado de Lubliner Oller es usado en este trabajo (Luccioni B., Rougier V. 2005).  $K(\sigma_{ij}; \kappa^p)$  es el umbral de fluencia y  $\kappa^p$  es la variable de daño plástico o variable de daño plástico isotrópico.

La siguiente regla de flujo se define por las deformaciones plásticas:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G(\sigma_{mn}; \kappa^p)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (7)$$

donde  $\dot{\lambda}$  es el parámetro de consistencia plástica y G es la función de potencial plástico. La variable de endurecimiento plástico  $\kappa^p$  se obtiene mediante normalización de la energía disipada plásticamente que varía entre 0 para un material virgen y 1 para un material que ha disipado toda la energía disponible. La regla de evolución para la variable de endurecimiento plástico tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tensión y compresión y simula apropiadamente la disipación de energía en compresión triaxial (Luccioni y Rougier 2004).

Se define a partir de la evolución de los umbrales de fluencia en los ensayos de tracción y compresión uniaxial respectivamente.

### 2.1.3 Modelo para las fibras considerando arrancamiento

Asociado los dos mecanismos disipativos indicados en la Ec (3), se deben definir dos reglas de flujo y dos conjuntos de variables internas con sus respectivas leyes de evolución (Luccioni B. et al 2005):

$$(\dot{\varepsilon}_{ij}^p)_f = \dot{\lambda}_p \frac{\partial G_p}{\partial (\sigma_{ij})_f} \quad ; \quad \dot{p}_i = \dot{\lambda}_p h_i^p \quad (8)$$

$$\dot{\lambda}_p \begin{cases} = 0 & \text{if } F_p((\sigma_{ij})_f, p_i) < 0 \\ > 0 & \text{if } F_p((\sigma_{ij})_f, p_i) = 0 \end{cases} \quad (9)$$

$$\left(\varepsilon_{ij}^s\right)_f = \dot{\lambda}_s \frac{\partial G_s}{\partial \left(\sigma_{ij}\right)_f} \quad ; \quad \dot{s}_i = \dot{\lambda}_s h_i^s, \quad (10)$$

$$\dot{\lambda}_s \begin{cases} = 0 & \text{if } F_s \left( \left(\sigma_{ij}\right)_f, s_i \right) < 0 \\ > 0 & \text{if } F_s \left( \left(\sigma_{ij}\right)_f, s_i \right) = 0 \end{cases} \quad (11)$$

donde  $p_i$  y  $s_i$  representan un grupo de variables internas asociadas con los mecanismos de plasticidad y deslizamiento y  $h_i^p$  y  $h_i^s$  son los tensores que definen el flujo de cada variable interna.  $G_p$  y  $G_s$  representan funciones de potencial convexa;  $\dot{\lambda}_p$  y  $\dot{\lambda}_s$  son los parámetros de consistencia plástica y de deslizamiento; y  $F_p$  y  $F_s$  son las funciones umbrales de plasticidad y deslizamiento respectivamente, las cuales también representan funciones convexas (Maugin GA; 1992).

### 2.1.3.1 Modelo para las fibras considerando anisotropía

Si bien el acero se puede considerar como un material isótropo, las fibras de acero tienen una marcada ortotropía debido a su geometría, caracterizada no solo por su ortotropía elástica sino también por la marcada diferencia entre su resistencia y la resistencia al deslizamiento en las direcciones principales.

El enfoque utilizado en este trabajo para introducir la ortotropía esta basado en la hipótesis de que dos espacios pueden ser definidos (Betten J., 1988; Luccioni et al 1995): a) espacio real de anisotropía y b) espacio ficticio de isotropía. El problema es resuelto en el espacio ficticio de isotropía permitiendo el uso de modelos elastoplásticos originalmente desarrollado para materiales isótropos.

### 2.1.3.2 Modelo de despegamiento y deslizamiento para fibras

La interfaz fibra-matriz tiene distintas componentes: adhesión física y/o química, resistencia friccional y una componente mecánica asociada con la geometría de la fibra que actúa como anclaje. En la mayoría de los casos, las fibras son arrancadas de la matriz una vez que han perdido la adherencia a antes de producirse la ruptura del material. Por ello, cuanto mas larga sea la fibra, mayor será su capacidad para resistir fuerzas de arrancamiento. Este fenómeno es normalmente estudiado mediante ensayos experimentales (Naaman A.E. et al, 1991; Chanvillard G., 1999; Alwan J. et al, 1991; Cunha V. et al, 2008).

Para los casos de fibras rectas en hormigón la componente básica de resistencia al arrancamiento es la adherencia y fricción. Cuando una fuerza axial se aplica a la fibra, la adherencia actúa inicialmente en toda la longitud de la fibra. Las tensiones de corte en la interfaz fibra-matriz no son uniformes y el máximo valor se encuentra cerca de la fractura. Si la fuerza axial se incrementa mas allá de la resistencia de adherencia, la fibra comienza a despegarse de la matriz y la fricción empieza a manifestarse en dicha zona. Cuando toda la interfaz ha perdido la adherencia, la fibra empieza a deslizarse con una caída marcada en la resistencia al arrancamiento de la misma la cual tiene solo una componente: la fricción. A medida que la fibra es extraída, la fricción decrece debido a la acción combinada de la abrasión de partículas de cemento y la arena en su alrededor. Este es el caso de fibras de eje recto. Para evitar la abrupta caída de la resistencia al arrancamiento cuando se ha perdido por completo la adherencia, se utilizan fibras con especiales características geométricas (en este

caso, con puntas de gancho). Así, se agrega una componente mecánica a la resistencia de arrancamiento.

La resistencia al arrancamiento también depende de la integridad de la matriz. Si la matriz es desintegrada progresivamente a medida que la fibra es extraída, no se puede aprovechar toda la capacidad resistente y la ductilidad de la fibra. Por esta razón, algunos autores han tratado de combinar fibras de diferentes tamaños donde las más cortas son responsable de preservar la estabilidad de la matriz mientras que las fibras más largas actúan como puente de la fractura desarrollando una máxima capacidad resistente del medio (Markovich I. et al, 2001).

Debería especificarse en Ecs. (10) y (11) un criterio de desprendimiento y deslizamiento, una regla de flujo y una regla de endurecimiento de manera de completar el modelo de HRFA previamente definido. En este caso en el cual, las fibras son asumidas como componente material de la teoría de mezcla, el criterio de desprendimiento y deslizamiento es mayormente una limitación a la tensión axial de las fibras y el deslizamiento se asume en la dirección de su eje por lo que el vector de flujo  $\frac{\partial G_s}{\partial \sigma_{ij}}$  es conocido y es constante.

La curva de arrancamiento de la fibra puede ser usada de modo de definir el criterio de desprendimiento y deslizamiento y como regla de endurecimiento. La curva carga-desplazamiento obtenida de ensayos tienen diferentes formas dependiente del número de partes curvas, de la longitud de las diferentes partes de la fibra y su radio de curvatura. La forma final y la resistencia al arrancamiento también depende del diámetro de la fibra, su superficie y textura y las características del mortero.

La curva de arrancamiento puede ser obtenida de ensayos de arrancamiento o alternativamente, puede ser simulada numéricamente (Isla A. 2010).

### 2.1.3.3 Modelo homogéneo equivalente

Una manera alternativa para trabajar cuando no se cuenta con un programa que pueda simular al HRF como material compuesto es tratar al mismo como un material homogéneo equivalente. El comportamiento a compresión prácticamente no se modifican por el agregado de fibras pero si se modifica marcadamente el comportamiento a tracción. Teniendo en cuenta esto, se puede simular aproximadamente al HRF como un material homogéneo equivalente usando el modelo descrito en el punto 2.1.2. Como propiedades se utilizan las propiedades elásticas del hormigón de base y cambiando solamente la curva de endurecimiento en tracción utilizada para definir el umbral plástico.

La curva que representa el comportamiento a tracción del HRF que puede ser obtenida de ensayos de tracción directa, indirectamente de ensayos de flexión o alternativamente en forma numérica utilizando los modelos descritos en los puntos anteriores.

## 2.2 Aplicaciones del modelo de compuestos y el modelo homogéneo equivalente en ensayos estáticos.

Las características mecánicas de las fibras estudiadas se presentan en tabla 1.






Tipo de fibra	$f_v$ [MPa]	$\phi$ [mm]	L[mm]
1 	860	1,00	50,0
2 	1100	1,10	50,0
3 	1100	0,75	50,0
4 	2470	0,71	60
5 	2470	0,45	35

Tabla 1: Características de las fibras utilizadas.

Con  $f_v$  es la tensión de fluencia,  $\phi$  es el diámetro de la fibra y L es la longitud de la fibra.

A continuación se estudia numéricamente el comportamiento uniaxial del HRF. El hormigón utilizado es un hormigón autocompactable de tipo H-60 y con un contenido de 35 kg/m<sup>3</sup> de fibras con ganchos en sus extremos, de 35 mm de largo y 0,45 mm de diámetro (tipo 5 de tabla 1).

Los parámetros utilizados para el modelo constitutivo del hormigón se exponen en la tabla 2. Estos fueron obtenidos, en parte, mediante ensayos de caracterización y, en parte, a estimaciones utilizadas en publicaciones disponibles (Luccioni, Rougier; 2005).

Módulo de elasticidad, E[MPa]	40200
Coefficiente de Poisson, $\mu$	0,2
Resistencia a tracción uniaxial, $\sigma_{ut}$ [MPa]	2,93
Resistencia a compresión uniaxial, $\sigma_{uc}$ [MPa]	62,9
Umbral de fluencia en compresión uniaxial, $\sigma_{fc}$ [MPa]	44,0
Relación límite elástico compresión/tracción, $R^{op}$	15
Función de fluencia	Lubliner-Oller
Relación compresión equibiaxial/uniaxial, $R^{bc}$	1,16
Parametro de control de forma de la función de fluencia en el plano octaédrico (Luccioni, 2005) $\gamma$	3,5
Curva de endurecimiento en tracción	Exponencial
Curva de endurecimiento en compresión	Exp. c/Max
Valor de la variable de endurecimiento plástico para el pico de la tensión de compresión, $\kappa^p_{comp}$	0,15
Densidad de la energía de fractura, $G_f^p$ , [MPa.mm]	0,029
Densidad de la energía de aplastamiento $G_c^p$ , [MPa.mm]	3,6
Función de potencial plástico	Lubliner-Oller

Tabla 2: Parámetros del modelo de hormigón.

Los parámetros para la calibración del modelo constitutivo de la fibra se expresan en la tabla 3. Las fibras fallan por deslizamiento y no por el material acero en sí, de manera que la tensión de fluencia y las otras propiedades inelásticas se utilizan para caracterizar el proceso de deslizamiento.

Módulo de proporcionalidad, E[MPa]	200000
Función de fluencia	Von-Misses
Densidad de la energía de fractura, $G_f^p$ , [MPa.mm]	22300
Densidad de la energía de aplastamiento $G_c^p$ , [MPa.mm]	22300
Coefficiente de Poisson, $\mu$	0,2
Relación límite elástico compresión/tracción, $R^{op}$	1
Curva de endurecimiento a tracción (ingresada por puntos)	figura 4.1
Función de potencial plástico	Von-Misses



Tabla 3: Parámetros del modelo de fibras.

En la figura 1(a) se presenta la curva fuerza desplazamiento utilizada para caracterizar las fibras. La curva celeste corresponde al resultado experimentales (ensayo de *Pull out*), mientras que la curva roja es una aproximación utilizada como entrada para resolver el problema numéricamente.

Se simula el comportamiento de una probeta normalizada de 15 cm de diámetro por 30 cm de altura, con y sin fibras, mediante un elemento bidimensional de cuatro nodos axial simétrico.

La orientación de las fibras en la masa de hormigón depende de diversos factores. Para la caracterización del material, se utilizan resultados experimentales extraídos de estudios realizados en LEMIT en ensayos de flexión con viga de tres puntos extraídas de la losa. En estos ensayos, la orientación y distribución de las fibras fueron determinadas de forma manual y se las expresa en la tabla 4. Los valores consignados en la tabla corresponden a la relación área de fibra sobre área de sección de hormigón en la direcciones X (dirección coincidente con el eje de las vigas) e Y (dirección vertical perpendicular al eje de las vigas).

Designación de probeta	$k_x$	$k_y$
C-1p	0,00185	0,00008
C-4p	0,00130	0,00116
C-7p	0,00141	0,00132
C-9p	0,00186	0,00073

Tabla 4: Distribución y orientación de fibras.

Se considera la matriz de hormigón con fibras en las tres direcciones ortogonales, cada una de las cuales tiene distintas proporciones de volumen y es a su vez, un material ortótropo. Los resultados obtenidos para un ensayo de compresión uniaxial se pueden ver en la figura 1(b).

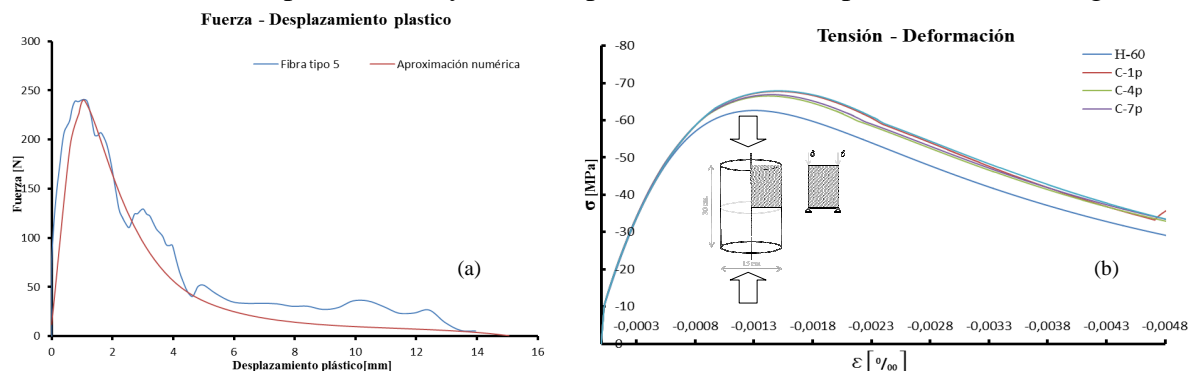


Figura 1: (a) Pull out de fibra tipo 5 (tabla 1). (b) Ensayo a compresión uniaxial.

Se observa que, el incremento de la resistencia a compresión y de la ductilidad en el HRF no es considerable. Esto se debe a que las fibras en la dirección de la carga solo llegan a trabajar en régimen elástico y la falla del hormigón ocurre primero, mientras que las que están en dirección perpendicular a la carga cosen las fisuras que se forman en dirección axial, confiriéndole al material un incremento moderado de ductilidad en la rama post pico de ablandamiento. Debe tenerse en cuenta que en estos ensayos la cantidad de fibras utilizada es bastante reducida lo cual justifica la pequeña diferencia encontrada en la ductilidad.

Cuando la probeta es sometida a tracción, la resistencia a tracción y la ductilidad aumentan considerablemente, debido a que las fibras llegan a coser las fisuras que se generan en el plano de falla del hormigón, adicionando una componente de arrancamiento, o llegado el caso por la

falla propia del material (dependiendo de la inclinación de la fibra). En la figura 2 se grafica la respuesta a tracción uniaxial de los mismos hormigones mostrados en la figura 1.

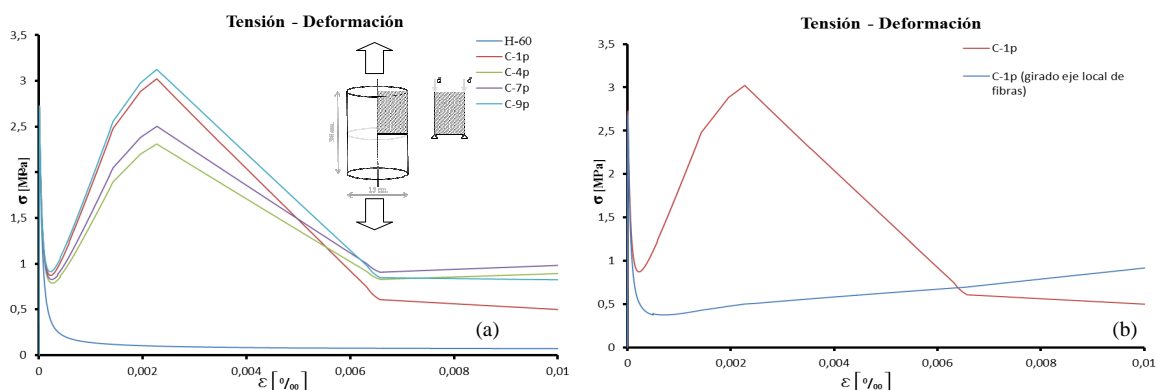


Figura 2: (a) Ensayos de tracción uniaxial. (b) Eje local del elemento fibra, girado  $90^\circ$ .

Es claro en la figura 2(a) que ante un incremento de fibras en la dirección de aplicación de la fuerza, el material responde con un gran aumento de la ductilidad, pudiendo aparecer en ocasiones una tensión post-pico mayor que la resistencia del HRF. Este fenómeno es mejor visualizado cuando el eje de referencial local de las fibras es girado  $90^\circ$ , concentrando mayor cantidad de fibras en la dirección perpendicular a la carga, observándose así una menor ductilidad al caso anterior. Como ejemplo se muestra en la figura 2(b), la respuesta del material para el caso de C-1p.

Teniendo en cuenta el efecto de la adición de fibras en el comportamiento a compresión y tracción. Cuando no se puede modelar el HRF como un material compuesto, se podría hacerlo mediante un modelo homogéneo equivalente, modificando únicamente la respuesta a tracción cuando se incorporan fibras a la masa de hormigón.

En un trabajo anterior (Luccioni et al 2012) se ha probado que esta forma de modelación conduce a resultados razonables cuando se simula a flexión de vigas de HRF comparando el modelo compuesto con el modelo homogéneo equivalente.

### 2.2.1 Influencia de la morfología de la fibra

Este apartado tiene como objetivo el estudio de una de las variables que más influyen en el comportamiento del HRF: la forma de las fibras contenidas en el HRF. La forma de las fibras se define en términos de longitud, diámetro y esbeltez. La finalidad de este estudio es encontrar qué tipo de fibra tiene una mayor contribución a la respuesta mecánica del material.

Se fijan todas las variables correspondientes al hormigón y se simulan ensayos de tracción uniaxial con la orientación de las fibras de la probeta C-4p. Lo que se varía son las características de las fibras para simular los distintos tipos de fibra de la tabla 1. Las curvas de arrancamiento utilizadas se muestran en la figura 3(a). Observando la figura 3(a) se podría suponer a priori que la probeta con mayor resistencia post pico, sería la que contiene las fibras tipo 5 ya que el modelo, toma como componente de ella esta misma curva multiplicada por la proporción volumétrica. Esto efectivamente es así como se puede observar en la figura 3(b).

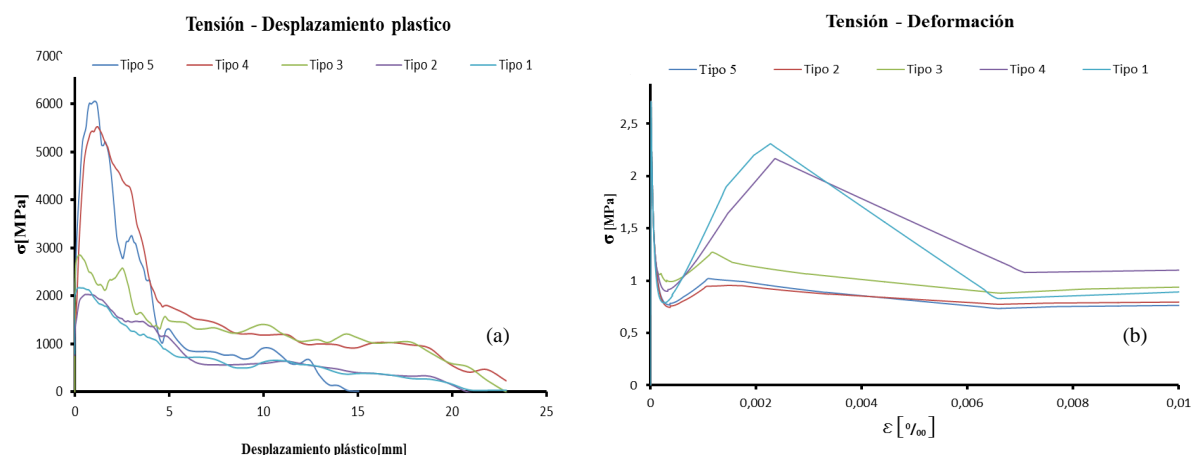


Figura 3: (a) Curva de arrancamiento para cada tipo de fibra (b) Curvas tensión deformación para probetas sometidas a tracción uniaxial con distintos tipos de fibra.

Sin embargo, esta probeta no es la que disipa más energía al momento de producirse la fractura del material (en la bibliografía se designa generalmente como  $W_f$  y se define como la energía disipada por la fractura al final de un proceso cuasi-estático y se la interpreta geométricamente como el área bajo la curva fuerza-desplazamiento), ya que luego del pico se produce una caída mucho más abrupta que para las fibras tipo 4 (figura 3(b)). Este fenómeno se da porque como se explicó anteriormente, la componente de mayor peso en el mecanismo de arrancamiento de las fibras, es la tensión de corte provocada por el rozamiento en la interfaz matriz – fibra. En términos de fuerza, a igual cantidad de fibras por unidad de área de fractura, esta componente será mayor cuanto más esbelta sea la fibra, ya que el área específica de contacto con la matriz será mayor.

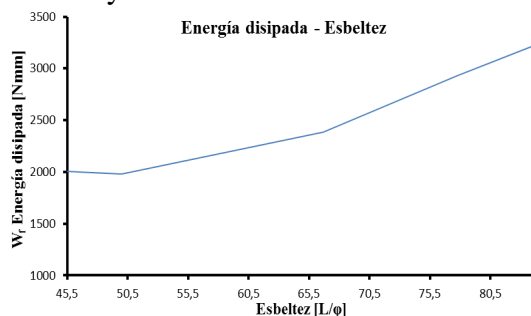


Figura 7: Energía disipada por la fractura en función de la esbeltez de la fibra.

Como se pudo observar, la morfología de las fibras tiene gran influencia en la respuesta del material a tracción uniaxial aumentando la tensión post pico y la capacidad de disipación de energía y aumentando, por ende, la resistencia a la erosión (deformación límite ( $\epsilon_{\text{eff}}$ )<sub>lim</sub>), cuando el material está sometido a cargas impulsivas.

### 3 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE LA RESPUESTA DEL HRF A CARGAS IMPULSIVAS

#### 3.1 Modelo para HRF

Durante las explosiones de contacto las presiones llegan al orden de los GPa, varios ordenes de magnitud mayor a la Resistencia de los materiales (por ejemplo  $f_c = 35$  MPa para el hormigón normal). En este caso se requiere una descripción apropiada del material mediante una ecuación de estado que vincule la presión, la densidad y la energía interna.

Para modelar el HRF como un material homogéneo equivalente se utilice el modelo RHT (Riedel et al, 1999) con una ecuación de estado P-alpha (Herrman 1969) es usado para el hormigón.

La ecuación de estado p-alfa permite describir materiales frágiles porosos como el hormigón.

El modelo RHT es un modelo elastoplástico que depende de la velocidad de aplicación de la carga y considera el daño. En la figura 8 se muestra esquemáticamente la forma de las distintas superficies de resistencia en el modelo RHT: la superficie de falla o resistencia máxima  $Y_{m\acute{a}x}$ , la superficie de fluencia inicial o límite elástico  $Y_{elast}$ , y la superficie de resistencia residual  $Y_{res}$ .

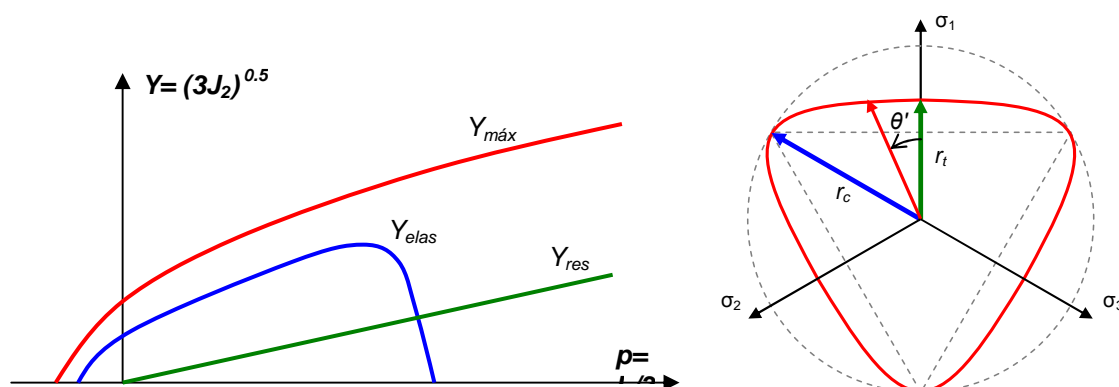


Figura 8: Superficies de resistencia en el modelo RHT. Variación de la superficie de fluencia en el plano octaédrico.

### 3.1.1 Criterio de erosión

Las cargas explosivas producen ondas de choque de gran intensidad, y cuando dicha explosión se produce en contacto o cerca de un material sólido, las ondas generadas pueden producir la fractura o la desintegración del material. Este efecto de desintegración es conocido como efecto brisance. A su vez, en las explosiones producidas en el aire, las ondas de presión pueden ocasionar la fractura de estructuras de hormigón o mampostería. Tanto el efecto brisance como la fractura tienen como resultado la generación de discontinuidades en el material. Con el objeto de describir este tipo de efectos con hidrocódigos, puede utilizarse una técnica de erosión, la cual permite remover del cálculo aquellas celdas que han alcanzado un cierto criterio predefinido.

Aunque la función de erosión provee una manera útil de simular el desprendimiento del hormigón y permite obtener una representación gráfica más realista del comportamiento bajo cargas explosivas. El proceso de erosión está caracterizado por una separación física del elemento sólido erosionado del resto de la malla (Wu et al, 2011). A pesar que la erosión de elementos asociada con la falla total del mismo tiene la apariencia de una erosión física del material, es, de hecho, una técnica numérica utilizada a los fines de extender el proceso de cálculo.

En general, es recomendable efectuar simulaciones con límites de erosión variables a fin de evaluar el efecto de este límite en los resultados numéricos y utilizar valores tan elevados como sea posible.

En el programa AUTODYN existen distintos criterios para definir la erosión pero en general el más utilizada y que ha probado conducir a mejores resultados son los criterios que establecen una deformación efectiva límite (Luccioni y Araoz 2011).

$$\varepsilon_{eff} \geq (\varepsilon_{eff})_{lim} \quad (17)$$

$$\varepsilon_{eff} = \frac{2}{3} \sqrt{(\varepsilon_1^2 + \varepsilon_2^2 + \varepsilon_3^2) + 5(\varepsilon_1\varepsilon_2 + \varepsilon_1\varepsilon_3 + \varepsilon_2\varepsilon_3) - 3(\varepsilon_{12}^2 + \varepsilon_{23}^2 + \varepsilon_{13}^2)} \quad (18)$$

#### 4 EJEMPLOS DE APLICACIÓN

A continuación se aplica el modelo homogéneo equivalente calibrado a la simulación del comportamiento de elementos de HRF bajo cargas explosivas. Para ello se utiliza un hidrocódigo y se reproducen ensayos realizados por otros autores cuyos resultados están disponibles en la bibliografía.

##### 4.1 Ensayo de Agardh

Ågårdh (1997) ensayó cuatro series de tres losas empotradas en sus cuatro bordes (mediante gatos hidráulicos), fabricadas con HRF que fueron sometidas a explosiones de distintas cantidades de carga. Las losas eran cuadradas de 1,2 metros de lado y 6 centímetros de espesor (figura 9), y se encontraban reforzadas con barras acero convencional de 8mm de diámetro ubicadas cada 8cm en las dos direcciones con un  $\sigma_{fluencia} = 420$  MPa y un recubrimiento de 11mm. Utilizo fibras Dramix ZC 30/50 en una proporción de 55kg/m<sup>3</sup>, o sea 0,7% en proporción volumétrica. Las características mecánicas del hormigón se presentan en la tabla 5.

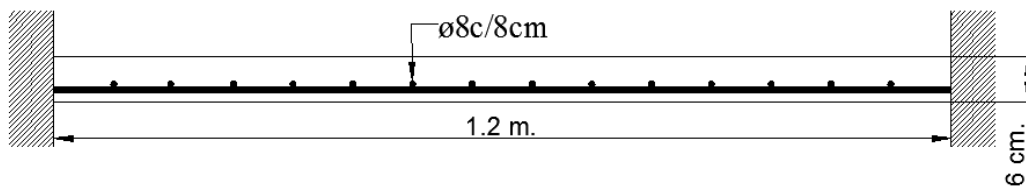


Figura 9: Plano de losa ensayada.

Resistencia cúbica (probeta de 10cm) [MPa]	63.2
Resistencia cilíndrica (h=15cm , d=10cm) [MPa]	86.1
Ensayo brasilero	6.1
Módulo de elasticidad [GPa]	42.8

Tabla 5: Propiedades mecánicas del hormigón utilizado por Ågårdh.

Cada una de las probetas se ensayó en un “tubo de choque”, cuyo esquema se puede ver en la figura 10. Este sistema es muy utilizado para la realización de ensayos con explosivos, debido a que la onda de presión provocada por la explosión, al reflejarse en las paredes del tubo, produce un frente que al llegar al elemento ensayado actúa como una presión prácticamente constante, simplificando el problema y el análisis de los resultados.

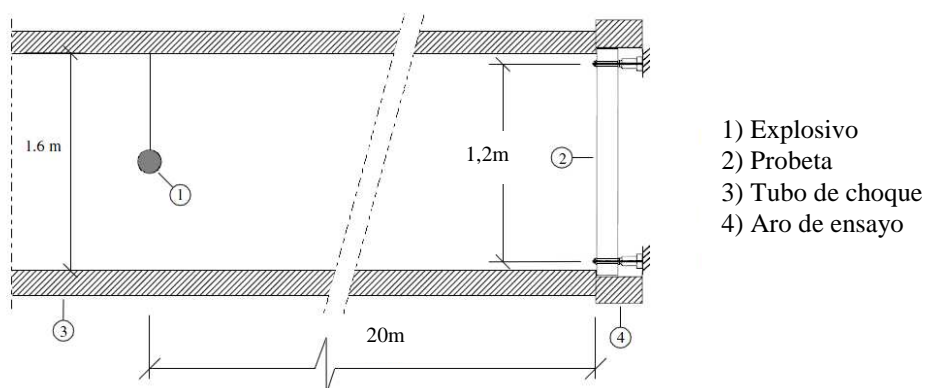


Figura 10: Sección longitudinal de un tubo de choque.

Para el experimento, se utilizaron explosivos plásticos en tres niveles de carga (0.5, 2.0, 3.0, y 5.0 Kg de explosivos) ubicados a una distancia de 20 metros de la probeta a ensayar.

Los resultados que se utilizan en este trabajo son los dos casos extremos para poder lograr una mejor idea del comportamiento del material con y sin fibra para un estado de carga en donde todavía no existe daño o es muy bajo, y para otro estado donde el daño es casi completo. En la tabla 6 se muestran los resultados experimentales correspondientes a desplazamiento y aceleración pico en el centro de la losa correspondientes a los ensayos simulados en este trabajo. Se observa que los resultados tiene una dispersión considerable incluso para las probetas en las que el daño es mínimo, habiendo en este caso una diferencia de 30% entre el valor extremo y la media de los desplazamientos. La probeta que figura con la marca \*\*\* es aquella en la que se perdió la medición por la alta velocidad de deformación. El autor marca como observación, que a partir de las cargas explosivas de 4.0 y 5.0 Kg, se pudo observar el fenómeno de astillamiento en la parte posterior de la losa, mientras que para 3Kg las fisuras que se generaban eran visibles y de dimensiones considerables.

<i>Probeta</i>	<i>Carga (Kg.)</i>	<i>Despl. pico (mm)</i>	<i>Acel. Pico(g)</i>
A1	0.5	2.6	288
A2	0.5	3.9	363
A3	0.5	4.5	343
Prom. A	0.5	3.7	331
D1	5.0	***	1600
D2	3.0	23	1700

Tabla 6: Resultados experimentales obtenidos por Ågårdh.

#### 4.1.1.1 Modelo utilizado

Para reducir el volumen de cálculo se simuló primero la explosión con una malla muy fina y luego se mapearon los resultados en un modelo más grande para estudiar la acción de la onda explosiva sobre las placas.

Como primer paso para la determinación de la presión que se ejerce sobre la losa al final del tubo de choque para 0.5, 3 y 5kg de explosivo plástico (cargas correspondientes a los ensayos a reproducir), se modela mediante un procesador de Euler un cilindro de 0.8m de radio y 3 m de largo con aire y el explosivo ubicado en el centro. Para modelar el explosivo plástico se consideró ubicada en el centro. Para modelar el explosivo plástico se consideró la carga equivalente de TNT utilizado una relación de 0.8.

Los resultados de esta primera etapa de generación se mapearon en otro modelo generado mediante un procesador Euler FCT el cual representa el aire contenido dentro de tubo de

choque. Dicho modelo, se generó considerando su axial simetría, con un mallado de 38400 elementos (2.5 cm de lado), con un radio igual al de tubo de choque y una longitud 10 metros mayor a la longitud a la cual se desea medir la presión, dando un total de 30 metros. Se colocaron “Gauges” (puntos en los cuales se registra la historia de distintas variables, entre ellas la presión), al final del túnel sobre todo el diámetro generando un total de 10 mediciones. Sobre el otro extremo, se introduce una condición de borde “flow out” que permite al flujo de presión “escapar” del túnel, evitando que ese frente de onda se refleje en el límite. Cuando la onda expansiva se encuentra con un elemento que le impide continuar su movimiento (en el experimento, la losa), la presión incidente se refleja en la superficie y se produce un aumento de la misma, generando una presión reflejada superior a la incidente. En la figura 11 se puede ver el modelo utilizado.

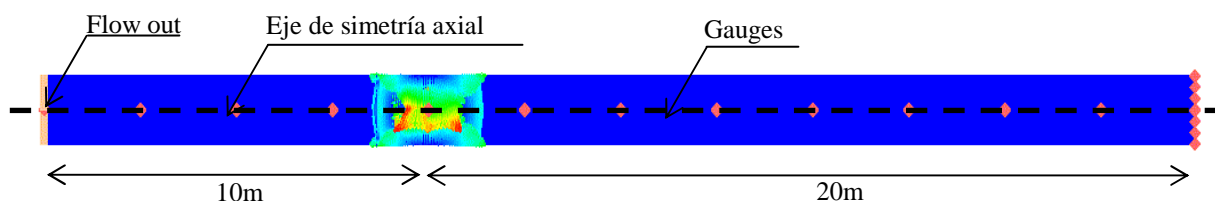


Figura 11: Sección longitudinal del modelo del túnel de choque.

Se observa en la imagen, el ejemplo del túnel de choque con una explosión mepeada. Para el caso estudiado, las presiones levantadas representan a los puntos ubicados a 20m, donde estaría colocada la probeta ensayada. El resto de los puntos se colocaron como control.

En las figuras 12 (a), (b) y (c), se presentan las mediciones de la presión en función del tiempo, en distintos puntos de la placa, para las distintas cargas explosivas.

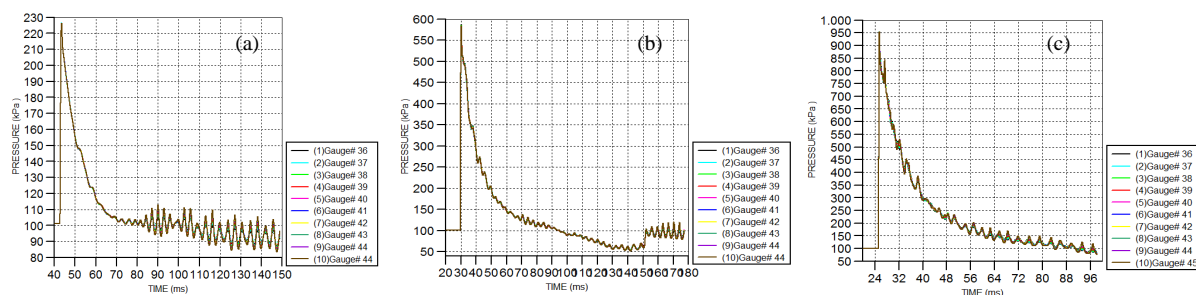


Figura 12: Variación de la presión en el tiempo para una carga de (a) 0.5 Kg (b) 3.0 Kg y (c) 5.0 Kg.

La Figura 12 muestra que debido al reflejo de la onda en las paredes del tubo de choque se logra, un frente de onda prácticamente plano, con la misma presión pico y forma de la onda de presión en todos los puntos de la placa. Aprovechando este fenómeno, se puede modelar el elemento estructural como si el mismo estuviera cargado uniformemente sobre su superficie, con una ley de variación de la presión como muestra la figura en cada caso pero aproximada con una forma geométrica mas sencilla. Para ello se asemeja la carga a un triángulo conservando su carga pico y calculando la duración de la fase positiva de manera que el área bajo ambas curvas sea idéntica. Generalmente cuando se procede de esta forma, los autores suelen ignorar la fase II correspondiente a las presiones negativas de la carga (Haido et al; 2010).

Para modelar la losa de hormigón se usa un procesador Lagrange, mientras que para las barras de acero se utilizaron los clásicos elementos de barra.

En la figura 13 se observa el modelo de la losa con su respectiva armadura. Teniendo en cuenta que el problema que se presenta posee doble simetría se modela solamente un cuarto



de la losa. Los mallados utilizados son de dos tipos: Como para las cargas explosivas bajas no se generan fisuras visibles y solo se necesita conocer una respuesta en términos de desplazamientos producidos, se utilizan 21600 elementos de 1 cm de lado, mientras que para cargas de 3.0 y 5.0 Kg donde las fisuras se empiezan a ver a simple vista se realiza una densificación, elevando los elementos a 172800 de 0.5 cm de lado. De esta forma, se intenta reproducir de manera más precisa el patrón de fisuración. Los elementos de viga (armadura), para todos los casos son discretizados en 15 partes.

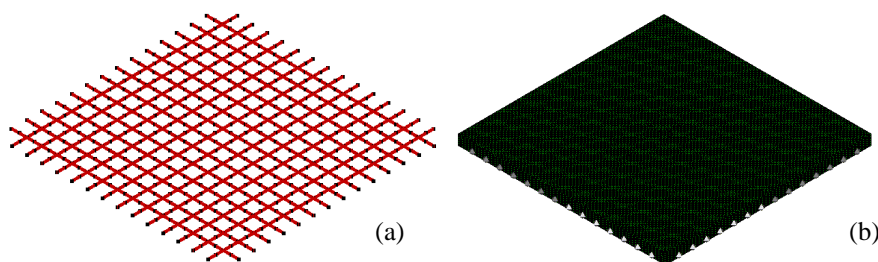


Figura 13: Modelo de EF (a) Armadura (b) Hormigón.

En la tabla 7 se muestran los valores de los parámetros de resistencia (Modelo RHT) ingresados en el programa:

Módulo de corte [MPa]	18600
Relación resistencia compresión - tracción, $\sigma_{uc}/\sigma_{ut}$	0.10
Resistencia a compresión uniaxial, $\sigma_{uc}$ [MPa]	63.2
Resistencia al corte, $\tau_{fc}/\sigma_{uc}$	0.18
Transición frágil a dúctil	0.0105
Módulo de corte elástico/Mod. Cort. (elastoplast)	2
Relación de límite elástico – resistencia en tracción	0.7
Relación de límite elástico – resistencia en compresión	0.53

Tabla 7: Parámetros de modelo RHT.

Los valores presentados en tabla 9 son constantes independientes de la proporción de fibras ya que estas no varían la resistencia del hormigón. Los parámetros que dependen del contenido de fibras son aquellos que definen la falla del material.

Se utilizó el modelo RHT para definir la falla del material con los parámetros consignados en la Tabla 8. Este modelo de falla, permite variar la energía de fractura del material. Esto permite considerar el aporte de las fibras teniendo en cuenta que el principal efecto de ellas es un aumento de la ductilidad en tracción. Para caracterizar el HRF se simuló previamente el comportamiento a tracción de una probeta y se obtuvo la curva tensión-desplazamiento que permite calcular la energía de fractura de manera relativamente sencilla. Teniendo en cuenta los trabajos de Bryan Barragán (2002), el desplazamiento límite para este cálculo se toma como 2 mm (correspondiente a una deformación de 0.67%).

Definición de falla en tracción	
Tensión principal de falla en tracción [MPa]	6.30
Máxima tensión de corte [MPa]	5.00
Energía de fractura [ $G_f$ ]	-

Tabla 8: Parámetros de modelo de falla RHT.

Este modelo de falla considera que al alcanzarse la tensión de falla límite que se ha definido, el material pierde resistencia instantáneamente con un ablandamiento lineal del material.



Para caracterizar el hormigón a tracción, se considera que las fibras se distribuyen el 20% en forma vertical, mientras que el 80% restante lo hace de forma horizontal (40% para cada dirección). Como la dirección de la fibra que va a tener mayor incidencia en la losa son las que se encuentran en forma horizontal, la respuesta que se necesita para ingresar al problema dinámico se debe obtener considerando las fibras horizontales en una dirección, por lo que en la probeta simulada un 40% del 0.7% de fibras se direccionan en sentido de la carga.

Integrando el área bajo la curva, se obtiene que la energía de fractura en este caso es  $G_f = 2650$  N/m. Cuando el modelo que se está resolviendo corresponde a un hormigón convencional, se considera que cuando la tensión principal alcanza el valor límite definido, se produce una caída abrupta de la resistencia. Esto equivale a considerar que la energía de fractura del hormigón convencional es prácticamente despreciable frente a la del HRF.

Utilizando los resultados experimentales disponibles, para el caso del HRF el valor de la erosión 0.1 fue adoptado de forma que la respuesta obtenida en el elemento estructural sea consistente con los resultados experimentales, mientras que en el caso del hormigón convencional, se toma como valor de la erosión la deformación correspondiente al total agotamiento de su resistencia a tracción, aproximadamente 0.01.

En la tabla 9 se muestran los resultados numéricos y su comparación con los experimentales obtenidos por Ågårdh (1997).

Probeta	Carga (Kg.)	Despl. pico (mm)		Acel. Pico(g)	
		Exper.	Numer.	Exper.	Numer.
Prom. A	0.5	3.7	3.45	331	275
D1	5.0	***	***	1600	2956
D2	3.0	23	27.7	1700	3730

Tabla 9: Comparación de los resultados de la simulación computacional con los resultados experimentales.

Los resultados obtenidos para cargas explosivas bajas, tienen una discrepancia con respecto al promedio relativamente baja, rondando el 7% en términos de desplazamiento, y más alta en término de aceleraciones ascendiendo a el 16%. No obstante teniendo en cuenta los resultados experimentales, los resultados numéricos reproducen adecuadamente el comportamiento de las losas. Cuando las cargas que actúan sobre la losa son bajas no producen ningún tipo de falla o fisura visible en la losa, por lo que la erosión en este caso no juega un papel importante en la simulación, y para variaciones dentro de un intervalo razonable los resultados prácticamente no varían. En la figura 14 (a) y (b) puede verse el desplazamiento y aceleración del centro de la losa en función del tiempo.

Se observa que, cuando la losa inicia su vibración no lo hace alrededor de su posición de equilibrio, esto indica que el material está trabajando en rango plástico (evidenciando deformaciones permanentes), aunque todavía no se pueda observar ningún daño a simple vista.

Cuando se considera el mismo problema pero con hormigón sin los desplazamientos aumentan hasta los 7mm como pico. Esto se debe a que, al no existir la contribución de las fibras, las fisuras se propagan en menor cantidad pero de forma más concentrada. Adicionalmente al disminuir el límite de erosión, se eliminan los elementos de las zonas de mayor deformación ubicada en los empotramientos, quedando la losa prácticamente articulada a lo largo de sus bordes.

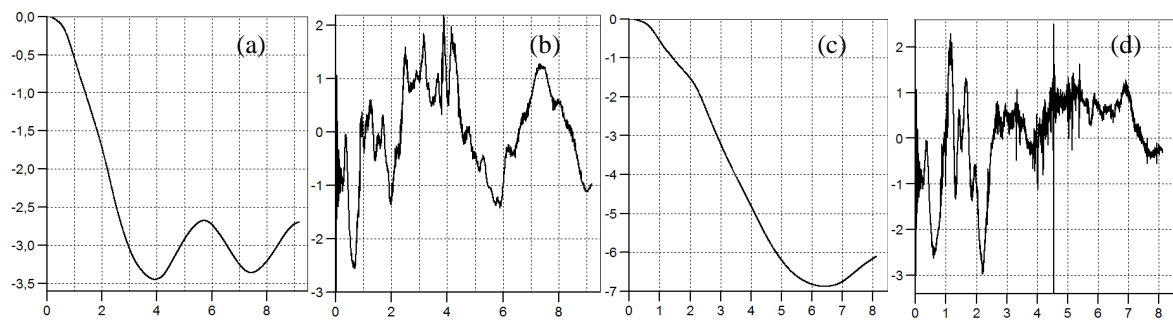


Figura 14: Gráficos Desplazamiento vs. Tiempo en el centro de la losa sometida a 0.5 Kg para (a) HRF (c) H° convencional. Gráficos Aceleración vs. Tiempo en el centro de la losa sometida a 0.5 Kg para (b) HRF (d) H° convencional.

En términos de aceleraciones, se produce un aumento hasta 326 g valor que está contenido dentro del rango de mediciones de Ågårdh, por lo que no se puede extraer ninguna conclusión precisa en este aspecto.

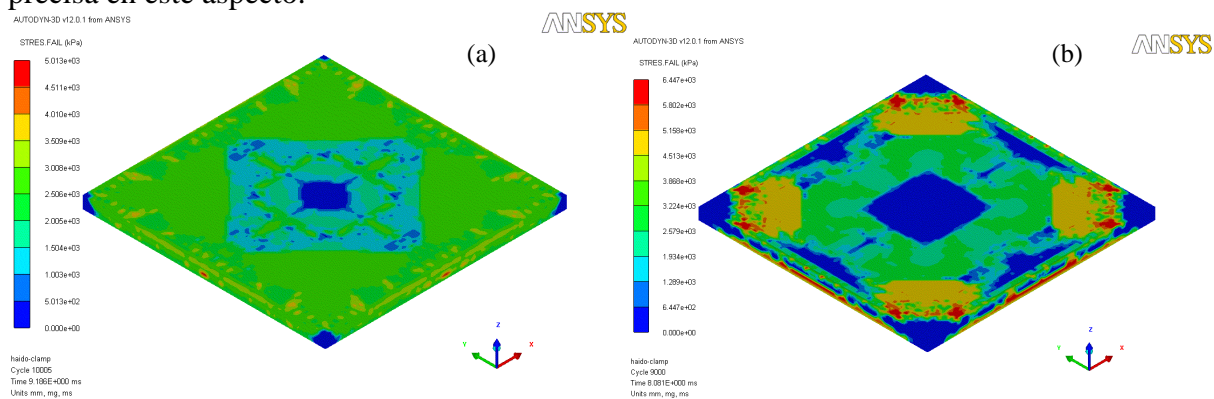


Figura 15: Mapeo de zonas de falla para 0.5 Kg de explosivo plástico (a) Losa de HRF y (b) Losa de H° convencional.

En la figura 15 se muestran las tensiones de falla de la losa con y sin fibras. Se observa que en el caso de hormigón sin fibras, se produce una concentración de tensiones de falla en tracción sobre las esquinas que forma 45° con el empotramiento. Esto se da por el agotamiento temprano de la resistencia del material a tracción, haciéndose inminente la formación de una fisura en esa dirección.

En el caso de estudio correspondiente a la probeta D2 sometida a una carga de 3Kg de explosivos, se ve que los desplazamientos obtenidos numéricamente difieren en 16% con respecto al medido, mientras que la aceleración aumenta el doble. Esta discrepancia entre los valores empieza a acrecentarse, entre otras razones, porque las deformaciones que se manifiestan empiezan a ser de gran magnitud, generando una gran diferencia en los resultados para una pequeña variación en el límite de erosión.

En las figura 16 se muestran los resultados correspondientes a un valor límite de erosión de 0.1 y usando malla refinada con elementos de 0.5cm de lado. En las simulaciones posteriores se utiliza esta por no haber obtenido buenos resultados con el mallado de 1cm.

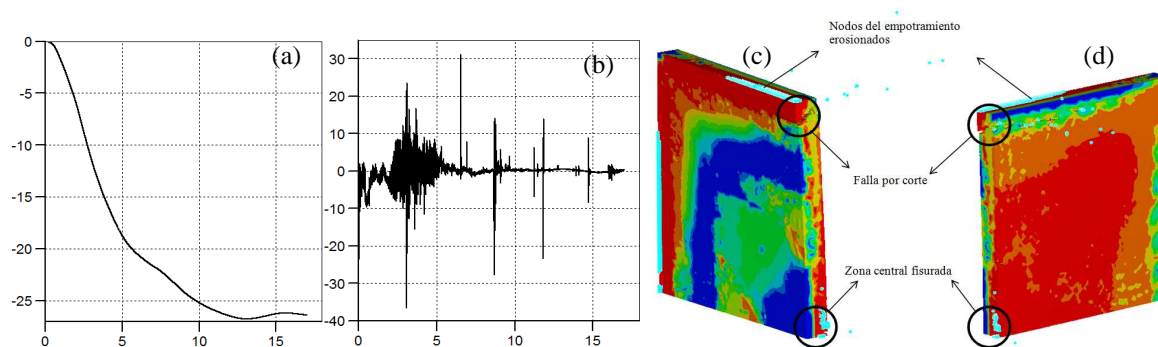


Figura 16: Resultados de la variación de (a) velocidad y (b) aceleración en el tiempo perteneciente a la probeta D2 con malla de 0.5 cm de lado y erosión de 0.1. (c) y (d) Falla por corte y fisuración en el centro de la losa.

En la figura 16 (c) y (d) se ve que la losa empieza a presentar fisuraciones visibles, con una falla por corte hacia un costado del empotramiento, como así también una zona del apoyo totalmente dañada. También se ve que la amplitud del movimiento después del pico es del orden del milímetro, lo que da la idea de que, para este estado de carga, la losa ya ha perdido totalmente su capacidad de recuperación elástica.

Se simula el mismo problema sin fibras. Teniendo en cuenta las dimensiones de la malla se usa un valor de 0.05 para el límite de erosión. Los resultados se presentan en la figura 17. Comparando con la losa de HRF se observa claramente como para el hormigón sin fibras el nivel de fisuración en la parte posterior aumenta considerablemente, como así también el nivel de astillamiento. Al agotar totalmente la resistencia al alcanzar la tensión de falla, se producen desplazamientos excesivos en el centro de la losa y una falla por corte en el apoyo quedando el hormigón apoyado totalmente en la armadura.

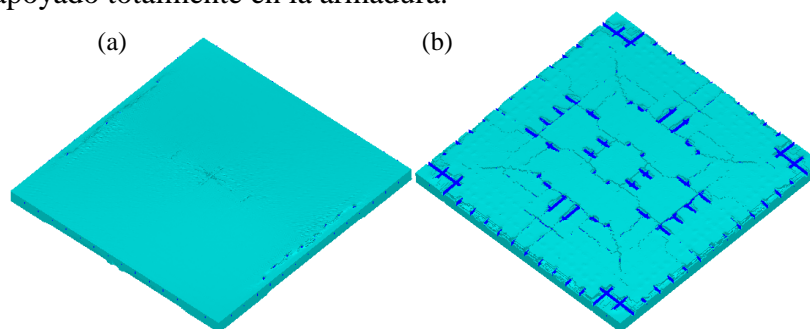


Figura 17: Comparación de la respuesta del hormigón con fibras (a) y sin fibras (b) en la parte posterior de la probeta cuando se la somete a una carga de explosivos plásticos de 3Kg.

En la figura 18 se muestran los resultados obtenidos experimental y numéricamente para la carga de 5Kg actuando sobre la losa de HRF. En ambos casos se han producido patrones de fisuras en las direcciones vertical y horizontal sobre el centro de la losa, provocándose en el modelo numérico (al igual que en el caso anterior) una falla por corte al borde del empotramiento. No obstante, en ambos casos se llega al límite de destrucción de la losa, provocándose un aumento indefinido de los desplazamientos en el centro de la losa y manifestándose astillamiento en la parte posterior.

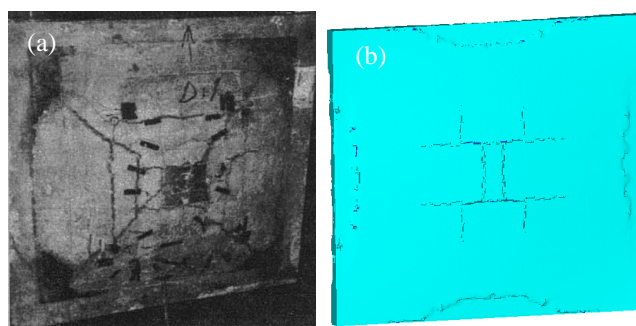


Figura 18: (a) y (b) Comparación de fisuración entre ensayo experimental y modelo numérico. Erosión de 0.1.

Posteriormente, se considera el caso de hormigón sin fibras. En la figura 19 se muestran los resultados y se comparan con los correspondientes a la losa del HRF.

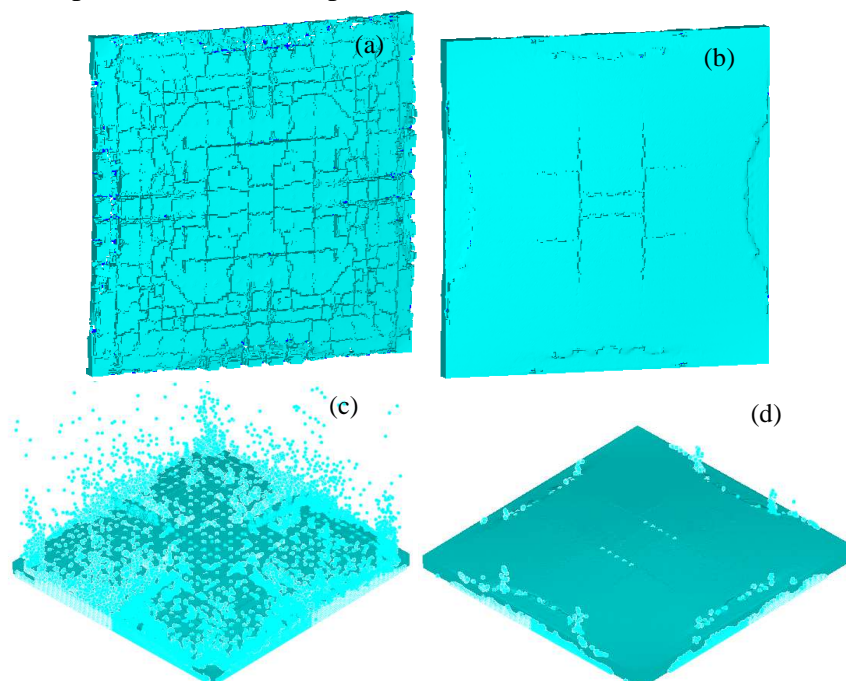


Figura 19: Comparación de la respuesta para H<sup>o</sup> convencional en (a) y (c) y HRF en (b) y (d) bajo carga de 5 Kg de explosivos plásticos.

Para el hormigón convencional los desplazamientos en el centro de la losa crecen de forma indefinida, al igual que para HRF. La fisuración en la parte posterior crece de forma notable, al igual que el nivel de erosión generándose un gran aumento del astillamiento respecto del caso del HRF. Para el HRF se obtuvieron resultados que se acercan a los obtenidos en los ensayos.

En la figura 20 se propone una forma de cuantificar el nivel de astillamiento y desintegración del material manifestado en los dos últimos casos (cargas explosivas de 3 y 5 Kg). Esto consiste sencillamente en graficar la variación de la masa en función del tiempo, y calcular que porcentaje se ha perdido durante todo el proceso.

Se puede ver para ambas aplicaciones de carga, que el HRF resulta un material con mayor integridad al final de la simulación. La pérdida de masa en este caso es de 0.4% para 3 Kg de explosivos, mientras que para 5 Kg de explosivos asciende a 6.8%. Para hormigón convencional, el primer caso comprende una pérdida del 31%, y para el segundo del 56%.

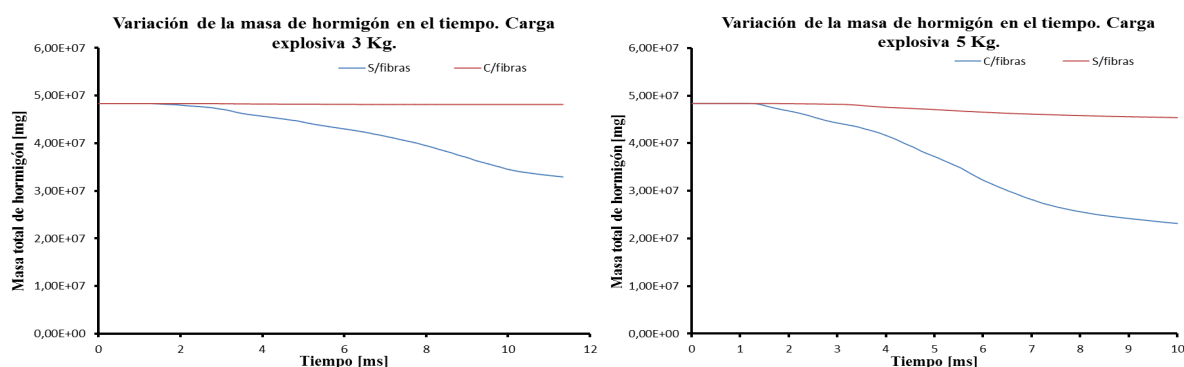


Figura 20: Variación de la masa de hormigón durante el proceso de aplicación de la carga explosiva.

#### 4.1.2 Ensayo de Rabzuk

Cuando la carga explosiva se encuentra a grandes distancias, en el elemento predominan los esfuerzos de flexión. Otro caso muy distinto sucede cuando las cargas están muy próximas al elemento estructural donde la falla es predominantemente por corte, produciéndose una perforación o cráter en el elemento estructural, con presencia de astillamiento importante.

Rabczuk T. y Eibl J., presentan un ensayo de una placa de hormigón convencional el cual reproduce numéricamente en el siguiente apartado, utilizando la calibración de este modelo dada por Luccioni y Araoz. Posteriormente se modifica la respuesta a tracción del material agregando fibras en la matriz y se analiza el cambio, en la respuesta del HRF comparando los resultados numéricos con los obtenidos para el hormigón convencional.

Rabczuk T. y Eibl J. utilizan una losa de dimensiones en su base de 1.2m x 1.2m, con una altura total de 0.32m fabricada con un hormigón de 48Mpa de resistencia en compresión. La losa está sujeta en sus esquinas y posee en el centro de su cara superior un cono explosivo de TNT y compuesto B (tipo de explosivo plástico) con una carga equivalente de 350g.

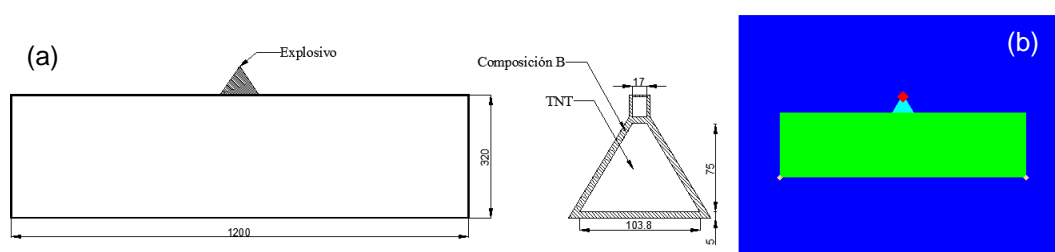


Figura 21: (a) Configuración utilizada en el ensayo. (b) Modelo numérico de la losa.

Se simula la losa contenida en un volumen de aire como muestra la figura 21(b). Se refina la malla dejando diez elementos en cada dirección en el interior del explosivo. Como condición de borde, se permite que el flujo de aire escape del modelo mediante “flow out”, y se restringe el movimiento de la losa en sus esquinas.

La malla utilizada para el aire es de 174300 elementos de 2mm de lado en la zona central, mientras que para la losa se utilizan 40000 elementos. El problema se resuelve hasta que no se producen más deformaciones ni erosión.

Para la losa de hormigón se ha utilizado el modelo RHT ya descrito con el criterio de erosión basado en la deformación geométrica instantánea. Los datos utilizados para el hormigón se muestran en la tabla 10.

Módulo de corte [MPa]	8300
Relación resistencia compresión - tracción, $\sigma_{uc}/\sigma_{ut}$	0.083
Resistencia a compresión uniaxial, $\sigma_{uc}$ [MPa]	48.0
Resistencia al corte, $\tau_{fc}/\sigma_{uc}$	0.18
Transición frágil a dúctil	0.0105
Módulo de corte elástico/Mod. Cort. (elastoplast)	2
Relación de límite elástico – resistencia en tracción	0.7
Relación de límite elástico – resistencia en compresión	0.53
Definición de falla en tracción	Hydro (Pmin)

Tabla 10: Modelo RHT de hormigón.

*Erosión*

0.001

Los resultados obtenidos para este caso pueden verse en la figura 22.

El diámetro del cráter en la cara superior es de 520 mm (diferencia de 2% con el resultado experimental), y en la inferior de 570 mm (diferencia de 8% con resultado experimental).

Se intenta ver en qué medida la utilización de fibras mejora o no, el comportamiento frente a cargas explosivas colocadas a distancias cortas. Para ello se consideran dos HRF distintos, uno con 35 Kg/m<sup>3</sup> y otro con 60 Kg/m<sup>3</sup> de fibras (tipo 1 tabla 1).

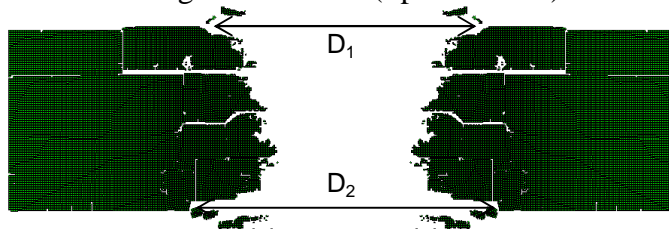


Figura 22: Resultado de la simulación para hormigón sin fibras.

Se considera una distribución de fibras de 40% en cada dirección horizontal y 20% para la vertical. En ambos casos se obtiene numéricamente la respuesta a tracción uniaxial, dando una energía de fractura aproximada de 1500 J/m<sup>2</sup> para el HRF con 35 Kg/m<sup>3</sup> y de 3000 J/m<sup>2</sup> para el segundo.

Para el modelo de falla, se utiliza un modelo direccional por tensión principal de tracción. Los parámetros utilizados se presentan en la tabla 11.

Deformación mínima para la falla	0.01
Módulo de corte residual	0.13
Definición de falla en tracción	
Tensión principal de falla en tracción [MPa]	3.98
Máxima tensión de corte [MPa]	2.60

Tabla 11: Modelo RHT de falla.

En la figura 23 se observa los resultados obtenidos para una HRF con 35 Kg/m<sup>3</sup> de fibras utilizando límite de erosión 0.010. Teniendo en cuenta el objetivo del trabajo consistente en lograr una evaluación de la ventaja de agregar fibras a la matriz del hormigón, el hecho de definir como deformación límite 0.001 (valor muy bajo para HRF habiendo utilizado el mismo para el caso de la figura 22), da la posibilidad de comparar la ventaja que implica el solo aumento de la ductilidad en tracción con el resultado anterior.

Una posibilidad para extrapolar el valor del límite de erosión obtenido para el hormigón convencional al caso de un HRF, es utilizar un factor de amplificación consistente en la relación entre la deformación última del hormigón con y sin fibras. Sin embargo, se observa que la variabilidad de los resultados experimentales para HRF es grande (Barragán 2002), por lo que la definición de este factor se torna un poco arbitraria. Por esta razón se realiza una comparación asignando un valor conservativos al límite de erosión: 0.01 y se grafican los



daños producidos en figura 23 y la profundidad del cráter en figura 25.

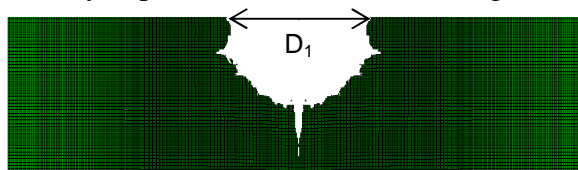


Figura 23: Resultado de simulación para HRF (35Kg/m³). Erosión 0.010.

En la figura 23 se ve una clara disminución del volumen dañado de la losa de HRF con respecto a la figura 22 (hormigón sin fibras). En la figura 25 (a), se observa que la velocidad con la que se genera el cráter para el caso de hormigón sin fibras es mucho mayor que para los casos de HRF. Se observa que para el valor de 0.01 la velocidad de propagación no aumenta considerablemente, aunque no llega a traspasarse completamente la pieza.

En la figura 24 se observa el resultado obtenido para una HRF con 60 Kg/m³ de fibras, fijando el valor para el límite de erosión en 0.01. Se realiza el mismo análisis que en el caso anterior.

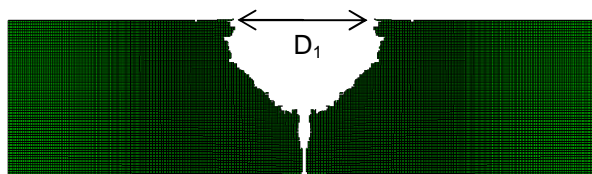


Figura 24: Resultado de simulación para HRF (60Kg/m³). Erosión 0.010.

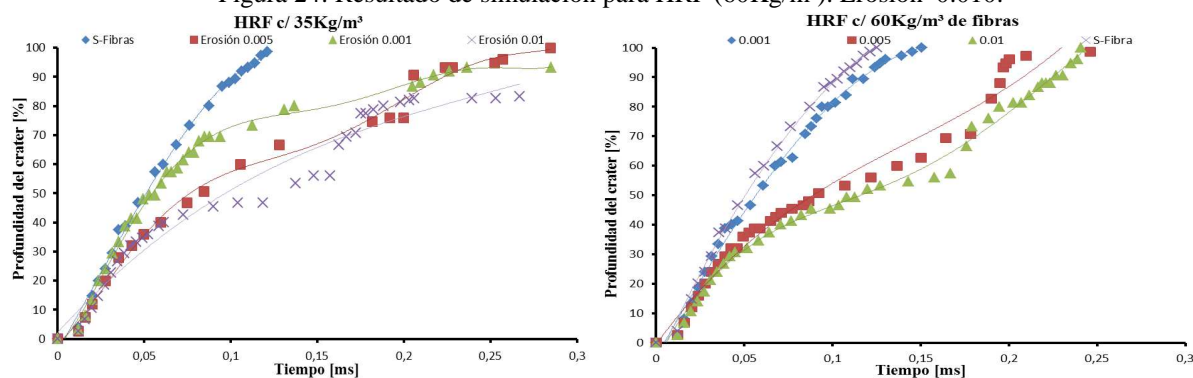


Figura 25: Profundidad del cráter en función del tiempo. (a) HRF 35 Kg/m³ (b) HRF 60 Kg/m³ .

En la tabla 15 se hace un resumen de los resultados.

Caso de estudio	Erosión	D <sub>1</sub> [mm]	D <sub>2</sub> [mm]
Experimental	--	510	620
Hormigón sin fibras	0.001	520	570
HRF (35 Kg/m³)	0.001	405	--
	0.005	335	--
	0.010	297	--
HRF (60 Kg/m³)	0.001	352	141
	0.005	317	--
	0.010	282	--

Tabla 15: Resumen de resultados obtenidos.

Se observa en los resultados obtenidos, que al incorporar fibras a la matriz se produce una reducción importante del cráter en el elemento, disminuyendo de forma considerable la propagación de fisuras en la mezcla. También se puede apreciar que a pesar de haber utilizado

valores de erosión considerablemente bajos teniendo en cuenta que se trata un HRF, al haber aumentado la energía de fractura que el elemento es capaz de propagar, en general no se produce un atravesamiento del elemento estructural, como si había sucedido tanto en el experimento como en su representación numérica.

En cuanto a la velocidad con la que se genera la impronta, se ve para ambos casos que las fibras ayudan a retardar su generación, ofreciéndole mayor resistencia la presión generada por la explosión, como también evitando la propagación de las fisuras dando como resultado un material con menor desintegración.

También hay que aclarar que los valores utilizados para el límite de erosión deberían haber sido del orden de entre 10 y 30 veces el valor utilizado para hormigón convencional (en el trabajo se tomó como valor máximo 10 veces).

## 5 CONCLUSIONES

El modelo utilizado para simular el comportamiento del HRF bajo cargas estáticas reproduce adecuadamente los resultados experimentales y resulta de utilizada para obtener la respuesta a tracción caracterizada por el aumento de la ductilidad y en consecuencia de la energía de fractura. Dichos datos resultan a su vez muy importantes cuando se intenta simular el comportamiento del HRF como un material homogéneo equivalente.

Se comprobó numéricamente el incremento en la ductilidad del hormigón al incorporar fibras en su matriz cuando el mismo es sometido a diferentes estados de carga cuasi estáticas. En compresión uniaxial fue menor al 10% (por lo que no se lo tuvo en cuenta en las etapas posteriores), mientras que en tracción uniaxial el incremento fue 20 veces comparado con el hormigón convencional.

Se observó que la respuesta del hormigón sometido a distintos estados de carga depende fuertemente del tipo y la cantidad de fibras incorporadas al mismo. A medida que aumenta la cantidad de fibras, aumenta la ductilidad en tracción, logrando para grandes cantidades (superior a 1%), tensiones post pico mayores que la resistencia de falla. A igual cantidad, se puede obtener mayor ductilidad cuando su esbeltez es mayor.

La representación numérica que se puede lograr con hidrocódigos se ajusta relativamente bien a los resultados experimentales.

Cuando se utiliza un modelo de hormigón modificando las propiedades que definen el comportamiento en tracción, básicamente la energía de fractura, el criterio de falla y el límite de erosión. Su calibración puede hacerse en forma relativamente sencilla cuando se cuentan con resultados experimentales al menos bajo cargas estáticas.

Los resultados numéricos obtenidos, muestran que el hormigón reforzado con fibras ofrece una alta resistencia a la propagación de fisuras cuando se lo compara con un hormigón convencional. El diámetro del cráter formado en el HRF llega a ser dos veces menor comparado con el hormigón convencional. La velocidad media de propagación de la fisura también disminuye a la mitad.

El nivel de astillamiento producido para el HRF es considerablemente menor, disminuyendo la pérdida de masa hasta 10 veces comparado con el hormigón convencional, dando como resultado un material con mayor resistencia a la desintegración.

## REFERENCIAS

Ågårdh L. Fe-Modeling of fibre reinforced concrete slabs subjected to blast load. 5th international conference on mechanical and physics of Materials under Dynamic Loading. 37:C3-723-C3-728. 1997.



- Bryan Erick Barragán. Failure and toughness of steel fiber reinforced concrete under tension and shear. Ph.D. thesis Universitat Politècnica de Catalunya. 2002.
- Chanvillard G. Modelling the pullout of wire-draw steel fibers. *Cement and Concrete Research* 1999;29:1027-37.
- Coughlin A.M., Musselman E.S., Schokker A.J., Linzell D.G., Behavior of portable fiber reinforced concrete vehicle barriers subject to blasts from contact charges. *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010) 521–529.
- Farnam Y, Mohammadi S, Mohammad S. Experimental and numerical investigations of low velocity impact behavior of high-performance fiber-reinforced cement based composite. *International Journal of Impact Engineering* 2010;37:220–29
- Haido H. James; Abu Bakar B.H.; Abdul-Razzak A.A.; Jayaprakash J.; Choong K.K. Simulation of dynamic response for steel fibrous concrete members using new material modeling. *Constructions and buildings materials* 25:1407-1418. 2010.
- Herrmann, W (1969). Constitutive Equation for the Dynamic Compaction of Ductile Porous Materials, *J. Appl. Phys.*, 40, 6, pp 2490-2499, May 1969
- Isla FA, Luccioni BM. Arrancamiento de fibras en hormigones reforzados con fibras. *Mecánica Computacional* 2009;28(26):2175-98.
- Lan S, Lok T-S, Heng L. Composite structural panels subjected to explosive loading. *Construction and Building Materials* 19 (2005) 387–395
- Lee Siew Chin . *Finite element modeling of hybrid-fiber ECC targets subjected to impact and blast*. Ph.D. Thesis of National University of Singapore. 2006.
- Li J., Y.X. Zhang. Evolution and calibration of a numerical model for modelling of hybrid-fibre ECC panels under high-velocity impact. *Composite Structures* 93 (2011) 2714–2722.
- Luccioni B.M.; Ruano Gonzalo; Isla Calderón Facundo; Raúl Zerbino; Graciela Giacco. A simple approach to model FRC. 2011.
- Luccioni, B., Rougier, V., A plastic damage approach for confined concrete, *Computer & Structures*, 83 (2005), 2238-2256.
- Luccioni B., Aráoz G., Erosion Criteria for Frictional Materials Under Blast Loads, ENIEF 2011, *Mecánica Computacional* Vol.30, 1809-1831.
- Millard SG, Molyneaux TCK., Barnett SJ, Gao X. Dynamic enhancement of blast-resistant ultra high performance fibre-reinforced concrete under flexural and shear loading. *International Journal of Impact Engineering* 37 (2010) 405–413.
- Mohammadi Y, Carkon-Azad R, Singh S.P., Kaushik S.K. Impact resistance of steel fibrous concrete containing fibres of mixed aspect ratio. *Construction and Building Materials* 23 (2009) 183–189.
- Naaman AE; Namur G.; Alwan, Jamil M. y Najm, Husam S. Fiber pullout and bond slip. II: Experimental Validation. *Journal of Structural Engineering* 1991; 117(9):2791-800.
- Rabczuk T. y Eibl J. Modelling dynamic failure of concrete with meshfree methods. *International Journal of Impact Engineering* 2006; 32:1878-1897.
- Truesdell, C. and Toupin, R., *The classical field theories*. Ed. by S.Flugge Handbuch der Physik II/I Springer Verlag Berlin, 1960.
- Wang S., M.H. Zhang, S.T. Quek. Tensile Strength versus Toughness of Cement-Based Materials against High-Velocity Projectile Impact. *International Journal of Protective Structures*, 2(2) 2011: 207-219.
- Wang Z.L., H. Konietzky, R.Y. Huang. Elastic–plastic-hydrodynamic analysis of crater blasting in steel fiber reinforced concrete. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* 52 (2009) 111–116.

Xu Z., H. Hao, H.N. Li. Experimental study of dynamic compressive properties of fibre reinforced concrete material with different fibres. *Materials and Design* 33 (2012) 42–55.