

# SIMULACIÓN NUMÉRICA TRIDIMENSIONAL DE ENSAYOS DE FRACTURA DINÁMICA EN DISPOSITIVOS DE BARRA HOPKINSON MODIFICADA

J. A. Loya, J. Fernández-Sáez y C. Navarro

Departamento de Mecánica de Medios Continuos y Teoría de Estructuras, Universidad Carlos III de Madrid. Avenida de la Universidad, 30, 28911- Leganés. Madrid

**Resumen.** En este trabajo se presenta un análisis numérico tridimensional, por el método de los Elementos Finitos, de los ensayos de flexión dinámica que se pueden realizar en dispositivos experimentales basados en modificaciones de la barra Hopkinson, incluyendo la modelización del proyectil, la barra incidente, la probeta y su sistema de apoyo. Se analiza la influencia de diferentes parámetros como son el espesor de la probeta, la longitud de la fisura con relación al canto de la probeta y la velocidad de impacto en el valor crítico del factor de intensidad de tensiones. Para obtener dicho valor crítico, se ha utilizado un criterio local de fractura que considera que la fisura progresa de manera inestable cuando se alcanza una tensión crítica a una distancia característica del extremo de la fisura. Los resultados numéricos ponen de manifiesto que el citado valor crítico disminuye a medida que aumenta el espesor de la probeta, la velocidad de impacto del proyectil, y el tamaño de la fisura inicial.

**Abstract.** This work presents a three-dimensional Finite Element analysis of Dynamic three point bending fracture tests performed in a modified Split Hopkinson Pressure Bar, including the projectile, the incident bar, the specimen and the supporting device. The influence of different parameters, such as the specimen thickness, crack length and impact velocity of the projectile on the critical stress intensity factor is analyzed. To obtain the instant at which the crack starts to grow, a local fracture criteria is applied, considering that crack begins its propagation when a critical stress at a characteristic distance of the crack tip is reached. Numerical results show that critical stress intensity factor decreases with specimen thickness, projectile impact velocity and initial crack length.

## 1. INTRODUCCIÓN

Para asegurar la integridad de los componentes mecánicos y estructurales sometidos a cargas dinámicas, se requiere conocer el comportamiento en fractura del material a media y alta velocidad de deformación.

En esas condiciones un parámetros de fractura de gran importancia es la tenacidad de fractura dinámica de iniciación,  $K_{Id}$ , definida como el factor de intensidad de tensiones, FIT, en el instante en que la fisura inicia su propagación.

En contraste con la determinación de la tenacidad de fractura del material en condiciones estáticas,  $K_{IC}$ , la metodología para la determinación de  $K_{Id}$  todavía no está recogida en normas. Para la determinación de esta propiedad se ha utilizado ensayos de flexión dinámica en péndulo Charpy instrumentado. Sin embargo, la velocidad de sollicitación alcanzada en estos ensayos, medida en términos de variación de  $K_I$ ,  $\dot{K}_I$ , es del orden de  $\dot{K}_I = 10^5 \text{ MPa} \sqrt{\text{m/s}}$ . Para aumentar la velocidad de sollicitación se recurre a ensayos de flexión dinámica en dispositivos basados en la Barra Hopkinson [1-4].

Estos dispositivos consisten, esencialmente, en una barra cilíndrica a excepción de uno de sus extremos

(barra incidente), un sistema de apoyo soporte sobre el que se coloca la probeta de ensayo y una barra cilíndrica más corta que la incidente (denominada percutor o proyectil) que impacta contra la incidente a una velocidad  $V_0$ , generando un pulso longitudinal de compresión,  $\epsilon_i(t)$ , que se propaga a través de la barra incidente. Este pulso se registra mediante galgas extensométricas dispuestas en la superficie de dicha barra. Una vez que el pulso alcanza el extremo de la barra, parte de la energía se propaga a través de la probeta y del sistema de apoyos, mientras que parte de la energía se refleja por la barra incidente como pulso de tracción,  $\epsilon_r(t)$ , siendo de nuevo registrado mediante bandas extensométricas. Aplicando la teoría unidimensional de propagación de ondas elásticas puede calcularse la fuerza aplicada a la probeta,  $P_i(t)$ , así como el desplazamiento del punto de la barra incidente inicialmente en contacto con la probeta,  $u(t)$  [1-4].

Para obtener experimentalmente  $K_{Id}$  debe determinarse la evolución temporal del FIT,  $K_I(t)$ , durante el proceso de carga, así como el instante,  $t_f$ , (denominado tiempo de rotura) en el que la fisura inicia su propagación. Con esa información,  $K_{Id}$  se obtiene como:

$$K_{Id} = K_I(t_f) \quad (1)$$

Para calcular el FIT se pueden emplear diferentes procedimientos. Algunos autores [5-6] lo han calculado en probetas de flexión en tres puntos mediante un análisis simplificado basado en la teoría de vigas de Euler-Bernoulli [5] o Timoshenko [6], considerando la probeta como una viga simplemente apoyada con una fisura en la mitad de su luz. También se han utilizados soluciones numéricas basadas en el método de los Elementos Finitos [2, 7]. Por otra parte, el FIT puede determinarse experimentalmente a partir de las tensiones y los desplazamientos en las proximidades del extremo de la fisura, estimando éstos mediante técnicas ópticas [8-10] y fotoelásticas [11], pero en general se requieren equipos complejos. Finalmente el FIT se ha determinado a partir de medidas directas del CMOD (Crack Mouth Opening Displacement) durante el ensayo, bien con un sistema de cámaras de alta velocidad [4], o bien mediante galgas extensométricas [12].

Los análisis anteriormente mencionados están basados en la teoría de vigas o en soluciones bidimensionales, y existen muy pocos estudios sobre los efectos tridimensionales en la determinación de las propiedades de fractura [13-14].

En este trabajo se presenta un estudio numérico tridimensional de los ensayos de flexión en tres puntos que se pueden realizar en un dispositivo de barra Hopkinson modificada. Dicho análisis se ha llevado a cabo mediante el Método de los Elementos Finitos implementado en el código comercial ABAQUS [15]. Se ha simulado el comportamiento de probetas con distinto espesor y longitud inicial de fisura y ensayadas a diferentes velocidades de sollicitación, con objeto de analizar el efecto de estas variables en factor de intensidad de tensiones crítico, para cuya determinación se ha utilizado un criterio local de fractura consistente en suponer que la propagación tiene lugar cuando se alcanza una tensión crítica a una distancia característica.

## 2. SIMULACIÓN NUMÉRICA

Se ha simulado numéricamente, mediante el Método de los Elementos Finitos implementado en el código comercial ABAQUS [15], el ensayo de flexión dinámica realizado en un dispositivo de Barra Hopkinson modificado. El modelo numérico incluye el proyectil, la barra incidente, la probeta y su sistema de apoyo. Tanto el proyectil como la barra incidente, a excepción del extremo de ésta inicialmente en contacto con la probeta, son cilindros de 22 mm de diámetro y de 330 mm y 1000 mm de longitud, respectivamente. La geometría del extremo de la barra incidente en contacto con la probeta se puede apreciar en la Fig. 1.

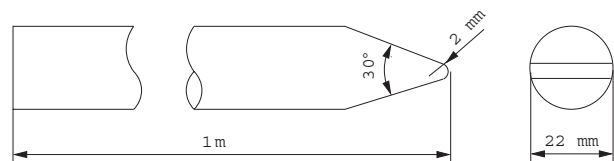


Fig. 1. Geometría del extremo de la barra incidente.

La geometría de las probetas estudiadas se muestra en la Fig. 2, siendo sus dimensiones: canto  $W = 20$  mm, distancia entre apoyos  $S = 80$  mm, y longitud total  $L = 100$  mm. Las probetas presentan una fisura inicial de longitud  $a$ . Se han analizado probetas con diferente espesor,  $B$  (2 mm, 5 mm y 10 mm) y diferente longitud inicial de fisura ( $a/W = 0,3, 0,5$  y  $0,7$ ).

Dada la simetría existente, únicamente es necesario modelizar un cuarto del proyectil, de la barra incidente, de la probeta y del sistema de apoyo. El modelo de la barra incidente consta de 3020 nodos y 1988 elementos sólidos tridimensionales de 8 nodos con 4 puntos de integración, mientras que para el proyectil se han utilizado 870 nodos y 550 elementos.

La malla de la probeta consta de 8 capas de elementos a través de su espesor. Para tener en cuenta los gradientes de tensión y deformación que se producen en las proximidades del extremo de la fisura, se ha refinado la

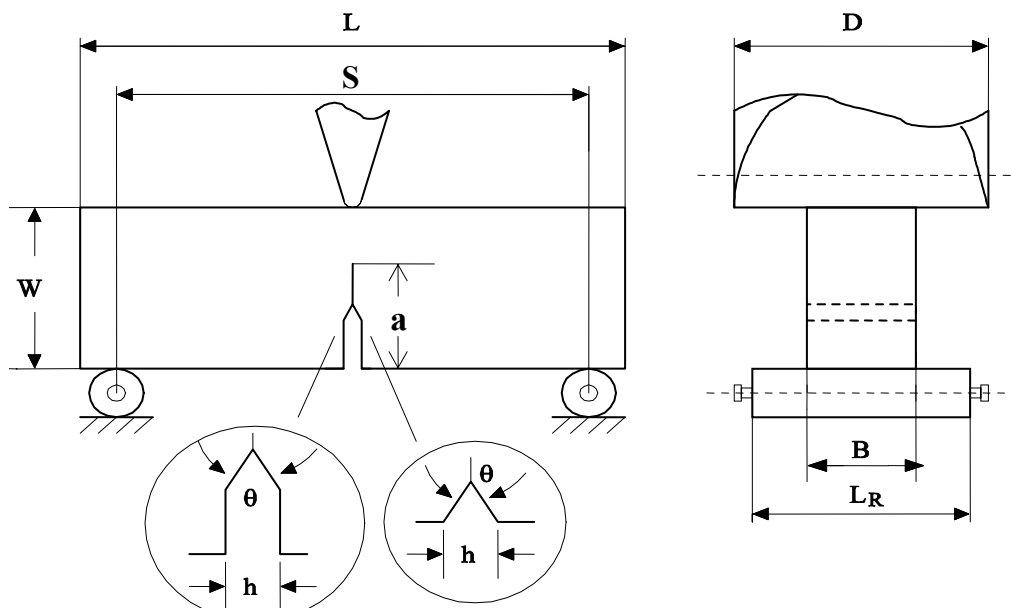


Fig. 2. Esquema probetas.

mallas en esta zona, siendo el tamaño del lado del menor elemento de 2.8  $\mu\text{m}$ . También se ha refinado la malla en las zonas de contacto entre la probeta y la barra incidente, y entre la probeta y el sistema de apoyo.

El número de nodos y elementos empleados en la malla de la probeta depende del caso analizado, variando entre 5982 y 6174 nodos, y 7303 y 7744 elementos.

El sistema de apoyo se ha modelizado como medio cilindro de 8 mm de diámetro, mientras que el resto del soporte se ha simulado mediante 60 elementos especiales "elementos infinitos" (CIN3D8) incluidos en la librería de elementos del código ABAQUS [15]. Este tipo de elementos se suelen utilizar en problemas definidos en dominios no acotados o en aquellos en los que, como es el caso en estudio, la región de interés es pequeña (probeta), comparada con el medio que la rodea (sistema de apoyos). Los "elementos infinitos" están diseñados para transmitir energía fuera de la malla en la que están insertos sin que se produzcan reflexiones irreales de las ondas. Son compatibles con los elementos finitos convencionales y su eficiencia de cálculo es mayor si la superficie frontera entre estos elementos y el resto del modelo es ortogonal a la dirección de propagación de las ondas, como es el caso de la malla que se ha utilizado.

En la Fig. 3 se muestra la malla de la probeta, del extremo de la barra incidente y de los elementos que simulan los apoyos para uno de los casos analizados correspondiente a un espesor  $B = 10 \text{ mm}$  y a una relación  $a/W = 0,5$ .

Se ha considerado que el material del proyectil, de la barra incidente y del sistema de apoyos presenta un comportamiento elástico lineal con un módulo de Young,  $E = 200 \text{ GPa}$  y un coeficiente de Poisson,  $\nu=0,3$ . Para este material se ha tomado una densidad  $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ .

Para el material de la probeta (Al 7075-T651) se ha supuesto un comportamiento elástico-viscoplástico con un módulo de Young,  $E = 72 \text{ GPa}$  y un coeficiente de Poisson,  $\nu = 0,3$  y un límite elástico  $\sigma_Y = 500 \text{ MPa}$ . La ley constitutiva viscoplástica empleada viene dada por la ecuación:

$$\sigma = \sigma_0(\varepsilon^{pl}) \cdot \left( 1 + \frac{\dot{\varepsilon}^{pl}}{D} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (2)$$

donde  $\varepsilon^{pl}$  es la deformación plástica equivalente y  $\dot{\varepsilon}^{pl}$  es la velocidad de deformación plástica equivalente. La dependencia de  $\sigma_0$  con  $\varepsilon^{pl}$  sigue la expresión  $\sigma_0(\varepsilon^{pl}) = 300 \cdot \varepsilon^{pl} + 500$  ( $\sigma_0$  expresado en MPa). Los valores de los parámetros  $D$  y  $n$  son:  $D = 9164$  y  $n = 0,93$ . La densidad de este material es  $\rho = 2800 \text{ kg/m}^3$ .

El FIT se ha obtenido a partir del valor de la integral  $J$  dinámica,  $J'$  [16-17]. Para una fisura estacionaria en modo I (como es nuestro caso), el FIT en el plano de simetría se puede calcular, suponiendo que existen condiciones de deformación plana, mediante:

$$K_I(t) = \sqrt{\frac{EJ'(t)}{1-\nu^2}} \quad (3)$$

donde la integral  $J$  dinámica,  $J'$ , se ha calculado como un valor medio de sus correspondientes valores correspondientes a distintos caminos de integración contenidos en el plano de simetría.

Para estudiar el efecto de la velocidad de deformación en los parámetros de fractura, se han estudiado tres

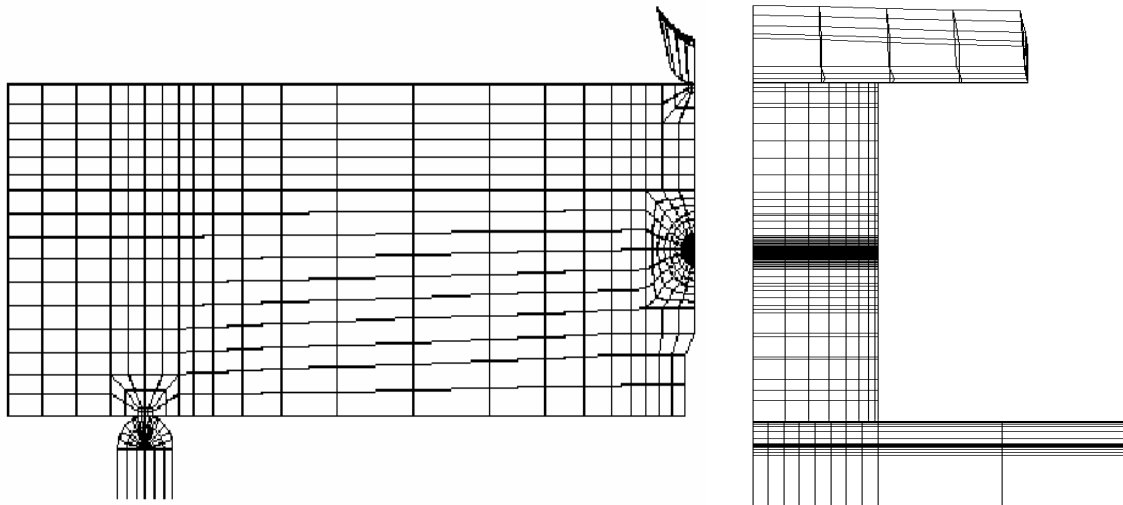
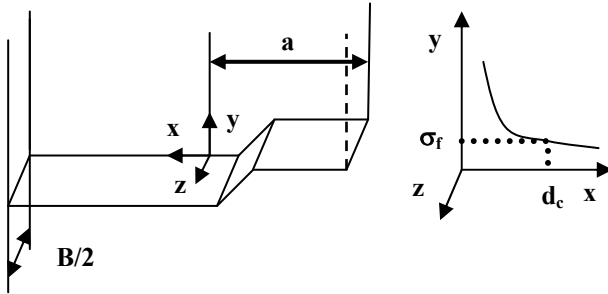


Fig. 3. Malla de elementos finitos, Caso  $B = 10 \text{ mm}$ ,  $a/W = 0,5$ .

velocidades de impacto del proyectil: 0 (caso estático), 5 m/s y 10 m/s. En el caso estático se ha aplicado, como condición de contorno, un determinado desplazamiento a los nodos de la probeta en contacto con la barra incidente.

Para establecer la condición crítica en la que se inicia la propagación de la fisura, se ha recurrido a un criterio local de rotura, introducido por Ritchie, Knott y Rice (criterio RKR [18]), para problemas estáticos y empleado por otros autores en casos de carga dinámica [19-20]. Este criterio establece que la propagación de la fisura se produce cuando la tensión principal máxima  $\sigma_{yy}$  (calculada en el plano de simetría perpendicular al plano que contiene la fisura) alcanza un valor crítico,  $\sigma_f$ , a una distancia característica,  $d_c$ , por delante de la fisura. Dicho criterio se puede expresar matemáticamente según la siguiente relación (ver Fig. 4):

$$\sigma_{yy}(x = d_c; y = 0; z = 0) \leq \sigma_f \quad (4)$$



**Fig. 4.** Esquema de la aplicación del criterio local de fractura.

Al valor que toma factor de intensidad de tensiones correspondiente al plano de simetría en el instante en el que se cumple el criterio local de fractura se denominará factor de intensidad de tensiones crítico,  $K_C^*$

En este trabajo se han considerado como parámetros del criterio local de rotura:  $d_c = 25 \mu\text{m}$  y  $\sigma_f = 1.5 \text{ GPa}$ , que corresponde a  $\sigma_f = 1.5 \sigma_Y$ .

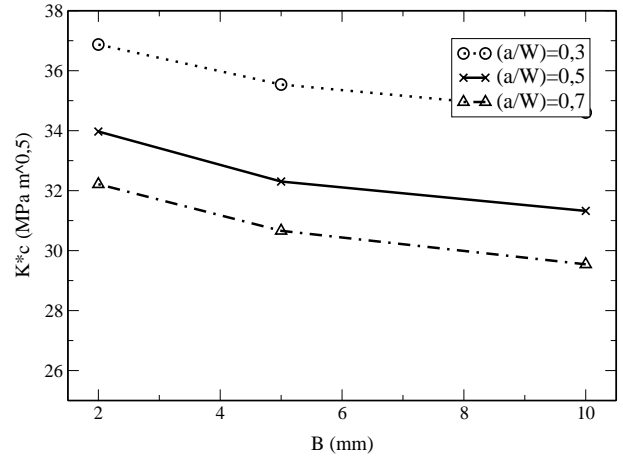
### 3. RESULTADOS

En las figuras 5 a 7 se representa, para las diferentes velocidades de impacto (0, 5 m/s y 10 m/s), la variación del factor de intensidad de tensiones crítico,  $K_C^*$ , en función del espesor de la probeta, para diferentes longitudes iniciales de fisura.

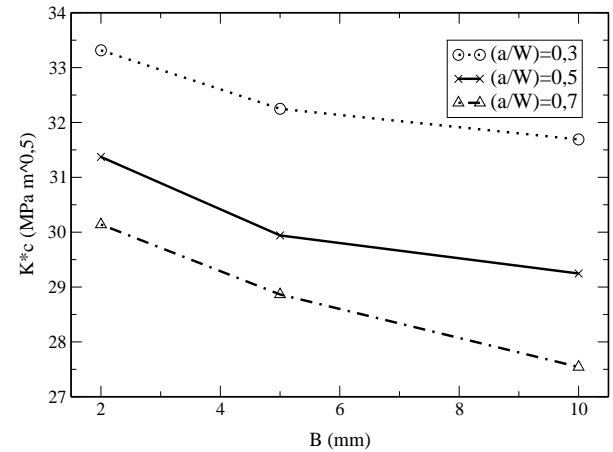
Se observa que  $K_C^*$  disminuye a medida que el espesor de la probeta aumenta, y lo hace de manera semejante para cualquier longitud de fisura.

Para una velocidad de impacto dada, el efecto de la longitud de fisura es prácticamente el mismo para

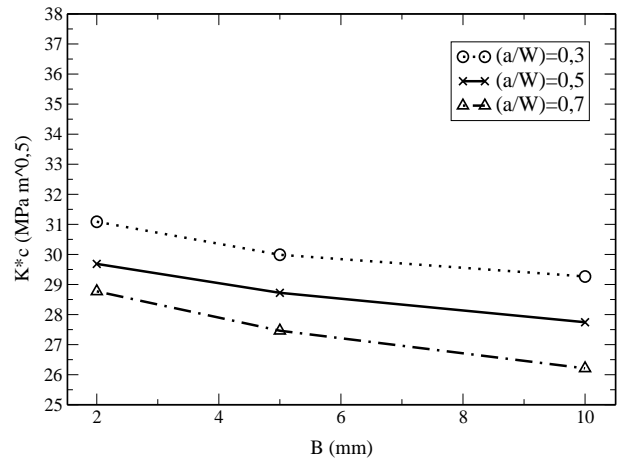
cualquier espesor, siendo mayor  $K_C^*$  a medida que la fisura es de menor longitud.



**Fig. 5.** Variación de  $K_C^*$  con el espesor. Caso estático.

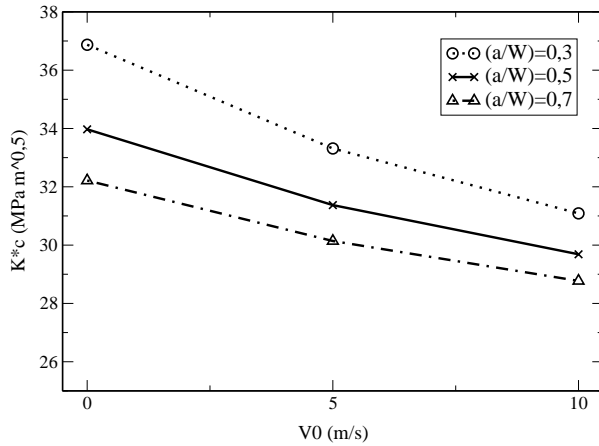


**Fig. 6.** Variación de  $K_C^*$  con el espesor. Caso  $V_0=5 \text{ m/s}$ .

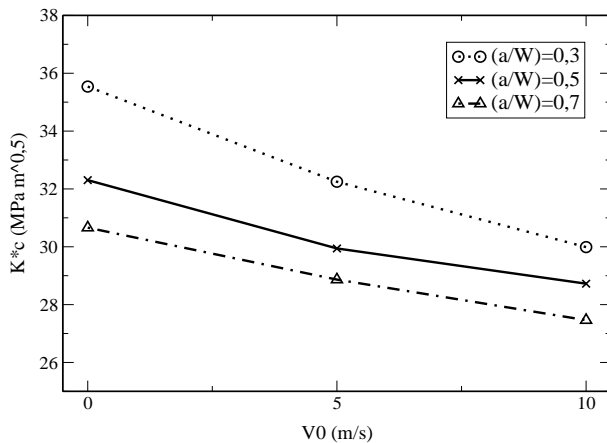


**Fig. 7.** Variación de  $K_C^*$  con el espesor. Caso  $V_0=10 \text{ m/s}$ .

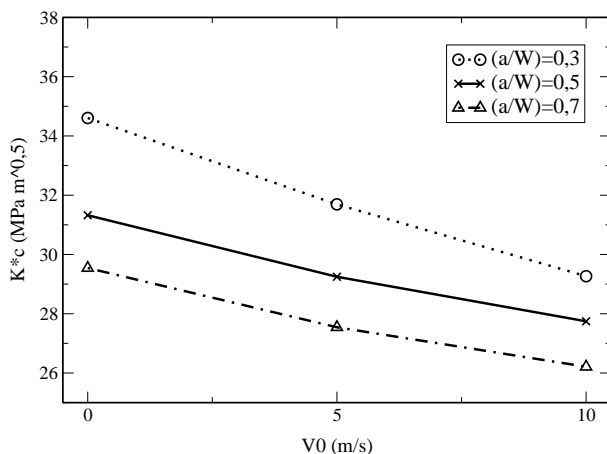
Para analizar la influencia de la velocidad de impacto, en las figuras 8 a 10 se ha representado para diferentes espesores la variación del  $K_C^*$  con dicha velocidad de impacto para distintas longitudes iniciales de fisura.



**Fig. 8.** Variación de  $K_C^*$  con  $V_0$  ( $B = 2$  mm).



**Fig. 9.** Variación de  $K_C^*$  con  $V_0$  ( $B = 5$  mm).



**Fig. 10.** Variación de  $K_C^*$  con  $V_0$  ( $B = 10$  mm).

En estas figuras se puede observar que los valores de  $K_C^*$  disminuyen a medida que la velocidad de impacto aumenta. Esta disminución es menor a medida que la relación  $a/W$  aumenta, lo que indica que el efecto de la velocidad es menor cuanto mayor es la longitud inicial de la fisura.

## 5. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha realizado un estudio numérico tridimensional, mediante el Método de los Elementos Finitos implementado en un código comercial, de los ensayos de flexión dinámica que se pueden realizar en un dispositivo de barra Hopkinson modificada.

El modelo numérico incluye el proyectil, la barra incidente, la probeta de flexión y el útil de apoyo de la misma. Se ha analizado el comportamiento de probetas de flexión en tres puntos de diferente espesor (2 mm, 5 mm y 10 mm), distinta longitud inicial de fisura ( $a/W = 0,3, 0,5$  y  $0,7$ ) y ensayadas en condiciones estáticas y a diferentes velocidades de impacto (5 m/s y 10 m/s). El material de las probetas (Al7075-T651) se ha supuesto con una ley constitutiva elasto-viscoplástica. Para determinar el instante en el que se inicia la propagación de la fisura y asociar el correspondiente valor crítico del factor de intensidad de tensiones, se ha aplicado un criterio local de rotura consistente en suponer que la propagación tiene lugar cuando se alcanza una tensión crítica a una distancia característica.

De los resultados numéricos obtenidos se concluye que el valor disminuye con el espesor de la probeta y con la longitud inicial de fisura, tanto en condiciones estáticas como en las condiciones dinámicas analizadas. También se observa una disminución de del factor de intensidad de tensiones crítico cuando aumenta la velocidad de impacto, como consecuencia del comportamiento viscoplástico que se ha supuesto para el material de la probeta. El efecto del espesor y de la longitud de fisura en el comportamiento a fractura de las probetas en condiciones estáticas concuerda con resultados experimentales bien conocidos, por lo que un criterio local de fractura como el utilizado parece adecuado para explicar esas influencias. En la actualidad, se están llevando a cabo ensayos experimentales que aquí se han simulado para dilucidar la aplicabilidad del criterio local de fractura en condiciones dinámicas.

## REFERENCIAS

- [1] Ruiz, C., y Mines, R., "The Hopkinson Pressure Bar: An alternative to the instrumented pendulum for Charpy test", International Journal of Fracture, 29, (2), 101-109, (1985).
- [2] Yokoyama, T., "Determination of dynamic fracture initiation toughness using a novel impact bend test

- procedure", *Journal of Pressure Vessel Technology*, 115, (2), 389-397, (1993).
- [3] Bacon, C., Färm, J., y Lataillade, J.L., "Dynamic fracture toughness determined from load-point displacement", *Experimental Mechanics*, 20, (1), 217-223, (1994).
- [4] Rubio, L., Fernández-Sáez, J., y Navarro, C., "Determination of dynamic fracture-initiation toughness using three-point bending tests in a modified Hopkinson pressure bar", *Experimental Mechanics* 43, 379-386, (2003).
- [5] Kishimoto, K., Aoki, S., y Sakata, M., Simple formula for dynamic stress intensity factor of pre-cracked Charpy specimen, *Engineering Fracture Mechanics*, 13, (3), 501-508, (1980).
- [6] Kishimoto, K., Kuroda, K., Aoki, S., y Sakata, M., Simple formulae for dynamic fracture mechanics parameters of elastic and viscoelastic three point bend specimens based on Timoshenko's beam theory, in: S. Valluri, DMR Taplin, P Rama-Rao, JF Knott and R Dubey (Eds.), *Proceeding of 6th International Conference on Fracture*. New Delhi (India), Vol. 5, Pergamon, Oxford, 3177-3184, (1984).
- [7] Crouch, B., "Finite element modelling of the three-point bend impact test", *Computers and Structures*, 48, (4), 167-173, (1993).
- [8] Beinert, J., y Kalthoff, J., "Experimental determination of dynamic stress intensity factors by shadow patterns", in: G. Sih (Ed.), *Mechanics of Fracture*, Vol. 7, La Hague: Martinus Nijhoff, 281-330, (1981).
- [9] Ravi-Chandar, K., y Knauss, W., "An experimental investigation into dynamic fracture: I. Crack initiation and arrest", *International Journal of Fracture* 25, 247-262, (1984).
- [10] Benitez, F., y Andrade, L., "In-plane impact loading of composites: Optical evaluation and crack severity assessment for Graphite-Epoxy", *Journal de Physique IV, France* 7, C3-169-C3-176, (1997).
- [11] Dally, J., y Barker, D., "Dynamic measurements of initiation toughness at high loading rates", *Experimental Mechanics*, 28, (3), 298-303, (1988).
- [12] Popelar, C., Anderson, C., y Nagy, A., "An experimental method for determining dynamic fracture toughness", *Experimental Mechanics*, 40, (4), 401-407, (2000).
- [13] Rosakis, A., y Ravi-Chandar, K., "On the crack tip stress state: An experimental evaluation of three-dimensional effects", *International Journal of Solids and Structures*, 22, (2), 121-134, (1986).
- [14] Narashiman, R., y Rosakis, A., "Three-dimensional effects near a crack tip in a ductile three point bend specimen, Part I: Numerical investigations", *Journal of Applied Mechanics*, 2, 121-134, (1990).
- [15] ABAQUS User's Manual Version 6.3, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc, 2002.
- [16] Nishioka, T., y Atluri, S., "Path independent integrals, energy release rates, and general solutions of near-tip fields in mixed-mode dynamic fracture mechanics", *Engineering Fracture Mechanics*, 18, 1-22, (1983).
- [17] Nishioka, T., "On the dynamic J Integral in dynamic fracture mechanics", in: G. P. Cherepanov (Ed.), *FRACTURE: A Topical Encyclopedia of Current Knowledge*. Publishing Company, Malabar, Florida, USA, 575-617, (1998).
- [18] Ritchie, R. O., Knott, J. F. y Rice, J. R., "On the relationship between Critical Tensile Stress and Fracture Toughness in Mild Steel", *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 21, 395-410, (1973).
- [19] Wall, O., "Numerical modeling of fracture initiation in large steel specimens at impact", *Engineering Fracture Mechanics*, 69, 851-863, (2002).
- [20] Jayadevan, K.R., Narasimhan, R., Ramamurthy, T.S. y Dattaguru, B., "Effect of T-stress and loading rate on crack initiation in rate sensitive plastic materials", *International Journal of Solids and Structures*, 39, 1757-1775, (2002).