

ANÁLISIS DEL EFECTO ENTALLA EN POLIAMIDA 6 REFORZADA CON FIBRA DE VIDRIO CORTA

F.T. Ibáñez*, S. Cicero, I.A. Carrascal

¹Dpto. de Ciencia e Ingeniería del Terreno y de los Materiales (Universidad de Cantabria)

Av. Los Castros, 44, 39005 Santander, Cantabria, España

*E-mail: ibanezft@unican.es

RESUMEN

Este artículo presenta el análisis del efecto entalla en poliamida 6 reforzada con fibra de vidrio corta. El estudio se basa en los resultados obtenidos en un programa experimental compuesto por 25 probetas de fractura con un contenido de fibra del 10% y con 5 radios de entalla diferentes entre 0 mm (fisuras) y 2.0 mm. Los resultados muestran un claro efecto entalla, el cual se analiza a través de la evolución de la tenacidad aparente y la aplicación de la Teoría de las Distancias Críticas. El estudio se ha completado con el análisis de la evolución de los micromecanismos de fractura al variar el radio de entalla. Para ello se ha utilizado la Microscopía Electrónica de Barrido. Los resultados obtenidos demuestran la relación directa de esta evolución con la tenacidad aparente.

PALABRAS CLAVE: Tenacidad aparente, Poliamida 6, Efecto entalla

ABSTRACT

This paper presents an analysis of the notch effect on short glass fibre reinforced Polyamide 6 (SGFR-PA6). The research is based on the results of obtained in an experimental programme composed of 25 fracture specimens of 10 wt. % fibre content varying the notch radius from 0 mm (crack-like defect) up to 2.0 mm. The results show a clear notch effect. The notch effect is analysed through the evolution of the apparent fracture toughness and the application of the Theory of the Critical Distances. The research is completed with the analysis of the evolution of fracture micromechanisms when the radius increases by using Scanning Electron Microscopy (SEM) fractographies. It has been revealed a direct relation between this evolution and the apparent fracture toughness observations.

KEYWORDS: Fracture toughness, Polyamide 6, Notch effect

1. INTRODUCCIÓN

1.1. Efecto entalla

Los componentes entallados presentan una tenacidad aparente mayor que la que tienen los componentes fisurados (ej., [1-9]). Así, al considerar las entallas como fisuras en las evaluaciones de integridad estructural, los resultados obtenidos podrían resultar muy conservadores. Por ello, es necesario desarrollar metodologías que consideren el verdadero comportamiento de las entallas.

En la teoría de entallas existen dos criterios de fallo fundamentales: el criterio de fractura global y el criterio de fractura local [1,2]. El criterio global es análogo al análisis de fractura para las fisuras y establece que la fractura se produce cuando el factor de intensidad de tensiones de la entalla (K^p) alcanza un valor crítico (K^C_p) que depende del radio de entalla y del material. Se trata de una aplicación de incuestionable importancia; sin

embargo su uso es muy limitado, bien por la falta de soluciones de K^p (como sí existen para K_I) y/o por la determinación experimental de K^C_p .

Por otro lado, los criterios locales, basados en el campo de tensiones en el fondo de entalla, tienen mucha mayor aplicación que los globales. Destacan el Método del Punto (*PM, Point Method*) y el Método de la Línea (*LM, Line Method*). Ambos métodos son metodologías de la Teoría de las Distancias Críticas (*TCD*), explicada en el siguiente punto. La TCD, en sus diferentes versiones, puede aplicarse a los análisis de la capacidad resistente de componentes que contengan cualquier tipo de concentrado de tensiones, desde probetas sin ningún tipo de defecto (lisas) hasta componentes fisurados, incluyendo cualquier otro tipo de defectos (entallas, agujeros, poros, etc ...). Por otra parte, las diferentes metodologías de la TCD pueden hacer predicciones de la tenacidad aparente a fractura de componentes entallados, en vez de fisurados.

El análisis realizado se centra en el LM ya que, en aras de la sencillez, la expresión resultante para el LM es más simple y proporciona predicciones similares a las obtenidas con el PM [10].

1.2. Teoría de las Distancias Críticas

La TDC es en realidad un conjunto de metodologías que en las evaluaciones en rotura tienen en común el uso de un parámetro característico del material con unidades de longitud (la distancia crítica) [10,11]. Los orígenes de la TDC se encuentran a mediados del siglo XX con los trabajos de Neuber [12] y Peterson [13]. Sin embargo, ha sido en las dos últimas décadas cuando se ha analizado sistemáticamente esta teoría, estableciendo su aplicabilidad a diferentes tipos de materiales (ej., metales, cerámicos, polímeros y compuestos), procesos (principalmente fractura y fatiga) y condiciones (ej., elástico-lineal frente elastoplástico).

Al parámetro de longitud se le conoce habitualmente como L (distancia crítica), y su expresión en análisis de fractura es:

$$L = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{IC}}{\sigma_0} \right)^2 \tag{1}$$

Donde K_{IC} es la tenacidad a fractura del material y σ_0 es un parámetro resistente característico del material (resistencia inherente), mayor que la tensión de rotura (σ_U), que requiere ser calibrado. σ_0 coincide con σ_U sólo cuando haya comportamiento elástico-lineal en las escalas: macroscópica y microscópica (ej., fractura en cerámicos y algunas rocas). L tiene una expresión análoga en el análisis a fatiga [10].

Destacan dos metodologías de análisis en la TDC [10]: el Método del Punto (PM) y el Método de la Línea (LM). Ambas son de sencilla aplicación y se basan en el campo de tensiones en el frente del defecto. El PM asume que el fallo se produce cuando la tensión alcanza el valor de la resistencia inherente (σ_0) a una distancia del frente de la entalla igual a L/2 [10,14]. Así, el criterio de fallo del PM resulta:

$$\sigma\left(\frac{L}{2}\right) = \sigma_0 \tag{2}$$

Por otro lado, el LM supone que el fallo se produce cuando la tensión media a lo largo de una longitud (2L), alcanza el valor de la resistencia inherente (σ_U). Por lo tanto, la expresión del LM es:

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma(r) dr = \sigma_0 \tag{3}$$

Las predicciones usando LM son algo distintas a la que se obtienen al usar PM [10], pero ambos métodos

generan resultados razonablemente parecidos al compararlos con los datos obtenidos experimentalmente.

Asimismo, la TCD permite las evaluaciones en rotura de componentes con cualquier tipo de defecto concentrador de tensiones. Por ejemplo, si se utiliza el PM en un determinado material, bastaría con ensayar dos probetas con diferentes tipos de defectos (ej., entalla afilada y entallada roma). Las probetas pueden simularse por elementos finitos, determinando el estado tensional en el fondo de entalla con la carga de rotura correspondiente y representando sus correspondientes curvas tensión-distancia. Estas curvas se cruzan en un punto de coordenadas (L/2 y σ_0) tal y como muestra la Figura 2. Para saber la carga de rotura de otro componente (hecho con el mismo material) que contenga cualquier otro tipo de defecto, bastaría con simular dicho componente y dicho defecto, siendo la carga de rotura la que satisfaga la ecuación (2).

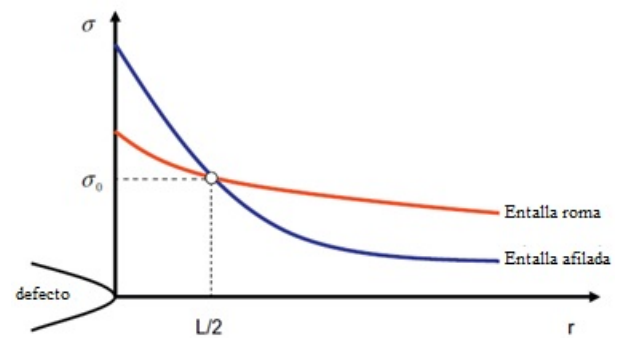


Figura 1. Obtención de los parámetros L y σ_0 .

Tanto el PM y el LM proporcionan expresiones (justificadas en [6]) para la tenacidad aparente a fractura (K_{IN}) de componentes entallados. Desde el punto de vista práctico, esto tiene una gran importancia dado que reduce el análisis a fractura de un componente entallado a otro equivalente en un componente fisurado con la única particularidad de considerar K_{IN} en vez de K_{IC} como resistencia a fractura. Entonces, el fallo se produce cuando:

$$K_I = K_{IN} \tag{4}$$

K_I es el factor de intensidad de tensiones para una fisura de las mismas dimensiones que la entalla (salvo el radio) y K_{IN} puede obtenerse utilizando las siguientes expresiones (ρ es el radio de entalla):

$$K_{IN} = K_{IC} \frac{\left(1 + \frac{\rho}{L}\right)^{3/2}}{\left(1 + \frac{2\rho}{L}\right)} \tag{5}$$

al utilizar el PM,

$$K_{IN} = K_{IC} \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (6)$$

al utilizar el LM.

Por último, la TCD es conocida y habitualmente utilizada para predecir el fallo en materiales compuestos [10]. Sin embargo, el alcance de su aplicación se limita generalmente a la predicción de cargas de rotura aplicando el PM o el LM. No es habitual su uso para el análisis del efecto entalla en la tenacidad aparente a fractura o en la integridad estructural. Además, la evolución de los micromecanismos de fractura con el radio de entalla tampoco se ha estudiado antes.

2. PROGRAMA EXPERIMENTAL

2.1. Material

El material estudiado ha sido poliamida 6 reforzada con un 10% en peso de fibra de vidrio corta (SGFR-PA6, acrónimo en inglés). Los termoplásticos reforzados constituyen una clase importante de los plásticos técnicos, los cuales, gracias a su fácil fabricación y buenas propiedades mecánicas, están sustituyendo a las piezas metálicas utilizadas en componentes de ingeniería [15]. El monómero de la poliamida 6 es uno de los grados comerciales más comunes para piezas moldeadas; se caracterizan por una dureza, resistencia y tenacidad elevadas, así como por una vida a fatiga y resistencia a la abrasión buenas [16]. Al reforzar la poliamida con fibras de vidrio cortas se consigue un aumento considerable en términos de resistencia, dureza, temperatura de servicio y resistencia a la abrasión. Por ello, en los últimos años la SGFR-PA6 tiene un gran uso en aplicaciones para las industrias del automóvil y ferroviaria. Estas aplicaciones suponen la aparición de defectos que ponen en riesgo la integridad estructural de los componentes.

2.2. Ensayos y resultados

Para predecir el efecto entalla sobre la tenacidad aparente a fractura media en SGFR-PA6 se ha utilizado la TDC calibrando los parámetros del modelo mediante ensayos de fractura en probetas entalladas. Se obtuvieron un total de 27 probetas de tracción mediante la técnica de moldeo por inyección de tal modo que las fibras de vidrio cortas se orientan paralelamente al eje longitudinal de las mismas.

La Tabla 1 muestra las principales características de la fibra de vidrio utilizada. La geometría se muestra en la Figura 2.

Tabla 1. Características de la fibra de vidrio corta E. L: longitud; Ø: diámetro; σ_U : tensión última; E: Módulo de Elasticidad; ρ : densidad.

L (µm)	Ø (µm)	σ_U (MPa)	E (GPa)	ρ (g/cm ³)
300	10	3450	72.50	2.60

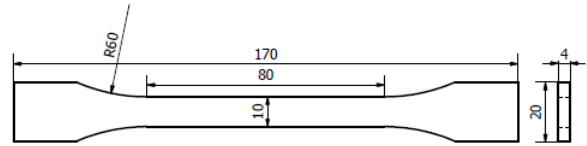


Figura 2. Esquema de la geometría de las probetas de tracción (cotas en mm).

En primer lugar se realizaron dos ensayos de tracción (según ASTM D638 [17]) a 20°C, trabajando en control de posición en una máquina servohidráulica universal INSTRON. En la Tabla 2 se recogen los resultados obtenidos.

Tabla 2. Parámetros de tracción. E: Módulo de Young; $\sigma_{0.2}$: Límite elástico; σ_U : Tensión de rotura; ϵ_{max} : deformación máxima en rotura.

Ensayo	E (GPa)	$\sigma_{0.2}$ (MPa)	σ_U (MPa)	ϵ_{max} (%)
1	3.60	70.70	80.80	3.02
2	3.50	69.60	75.50	2.65

Posteriormente se realizaron 25 ensayos en probetas entalladas tipo SENB (Figura 3) según ASTM D5045 [18]. Las probetas se obtuvieron de la parte de central de las probetas de tracción descritas en la Figura 2. Las entallas se realizaron perpendicularmente a la dirección longitudinal de las probetas. Se obtuvieron por mecanizado excepto aquellas de radio aproximadamente cero (fisuras) que fueron generadas con una cuchilla. Se llevaron a cabo cinco ensayos por cada radio de entalla.

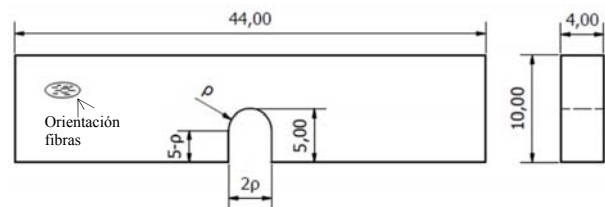


Figura 3. Esquema de la geometría de las probetas tipo SENB (cotas en mm) con detalle de la orientación de las fibras. p varía de 0 a 2 mm.

En la Tabla 3 se muestran los resultados experimentales de la carga de rotura y la tenacidad a fractura aparente (K_{IN}), obtenida aplicando a probetas entalladas la

formulación asociada al cálculo de la tenacidad a fractura en probetas fisuradas [18]. Así, tenemos:

$$K_{IN} = \left(\frac{P_{max}}{B \cdot W^{3/2}} \right) \left(\frac{a}{W} \right)^{1/2} \left(\frac{1.99 - \left(\frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right) \left(2.15 - 3.93 \left(\frac{a}{W} \right) + 2 \left(\frac{a}{W} \right)^2 \right)}{\left(1 + 2 \left(\frac{a}{W} \right) \left(1 - \frac{a}{W} \right) \right)^{3/2}} \right) \quad (7)$$

Donde P_{max} se corresponde con la carga máxima, B es el espesor de la probeta, W es el canto y a la longitud del defecto.

La Figura 4 muestra la curva carga desplazamiento característica de varias probetas. Se observa un claro comportamiento elástico-lineal.

Tabla 3. Resultados experimentales.

Probeta	Radio de entalla ρ (mm)	a (mm)	Carga máxima (N)	K_{IN} (MPa·m ^{1/2})
10-0-1	0	4.20	117.50	2.46
10-0-2		4.25	107.20	2.28
10-0-3		4.60	70.20	1.65
10-0-4		4.60	76.70	1.81
10-0-5		4.90	95.90	2.47
10-0.25-1	0.25	5.00	93.10	2.48
10-0.25-2			105.20	2.80
10-0.25-3			104.50	2.78
10-0.25-4			87.80	2.34
10-0.25-5			78.60	2.09
10-0.5-1	0.50	5.00	116.20	3.09
10-0.5-2			102.10	2.72
10-0.5-3			93.40	2.49
10-0.5-4			111.10	2.96
10-0.5-5			97.70	2.60
10-1-1	1.00	5.00	124.10	3.30
10-1-2			116.50	3.10
10-1-3			141.00	3.75
10-1-4			125.00	3.33
10-1-5			119.70	3.19
10-2-1	2.00	5.00	173.80	4.63
10-2-2			166.70	4.44
10-2-3			167.30	4.45
10-2-4			146.40	3.90
10-2-5			153.40	4.08

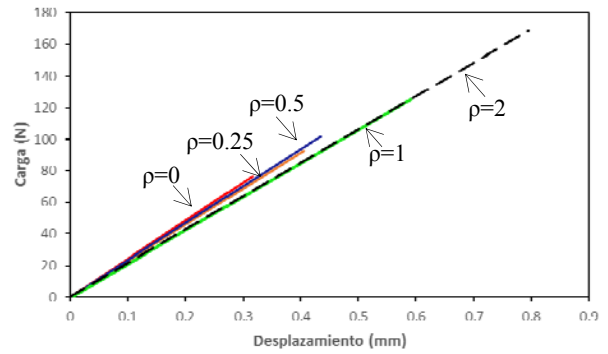


Figura 4. Curva carga-desplazamiento de una probeta por radio de entalla.

3. EFECTO DEL RADIO DE ENTALLA EN LA RESISTENCIA A FRACTURA

La Figura 5 muestra los resultados experimentales, el mejor ajuste estadístico según la ecuación (6), y la predicción por el Método de la Línea según la ecuación (6) cuando se considera una resistencia inherente igual a la tensión de rotura ($\sigma_0 = \sigma_U$). Las curvas de mejor ajuste han utilizado L como parámetro de ajuste y se han obtenido por el método de mínimos cuadrados obligando a la curva a tomar el valor medio de tenacidad a fractura (K_{IC}) obtenido en las probetas fisuradas ($\rho=0$).

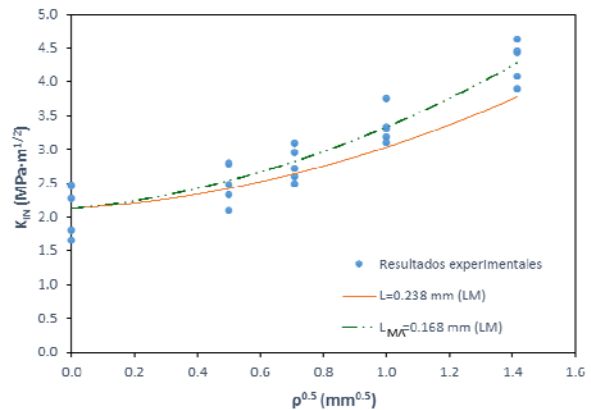


Figura 5. Efecto entalla en la tenacidad aparente a fractura y predicciones del Método de la Línea. L : Distancia crítica con Ec. (1) y $\sigma_0 = \sigma_U$; L_{MA} : Distancia crítica del mejor ajuste.

En la Tabla 4 se muestran los parámetros asociados a las distintas predicciones. σ_U es la tensión de rotura media (Tabla 2), L es la distancia crítica obtenida según la ecuación (1) considerando $\sigma_0 = \sigma_U$, L_{MA} es la distancia crítica a partir del mejor ajuste (mínimos cuadrados) de los resultados experimentales y σ_0 es la resistencia inherente obtenida con L_{MA} y la ecuación (1).

Tabla 4. Parámetros del material (TDC).

σ_U (MPa)	L (mm)	σ_0 (MPa)	L_{MA} (mm)
78.15	0.238	93.01	0.168

Ambas distancias críticas, L y L_{MA} , proporcionan una buena predicción de la evolución de la tenacidad aparente a fractura, por lo que presuponer la resistencia inherente igual a la tensión de rotura es adecuado para este material. Esto es de gran aplicación práctica ya que el uso de la TDC para este tipo de materiales no necesita una calibración previa, y L se puede obtener directamente con K_{IC} y σ_U .

El efecto entalla se aprecia claramente, con un importante aumento de K_{IN} al aumentar el radio de entalla.

4. EFECTO DEL RADIO DE ENTALLA EN LOS MICROMECHANISMOS DE FRACTURA

El análisis de los micromecanismos presentes en las superficies de fractura de las probetas ensayadas se ha llevado a cabo mediante el uso del Microscopio de Electrónico de Barrido (SEM). Para cada radio de entalla analizado se ha seleccionado la probeta correspondiente al valor de tenacidad aparente a fractura más próximo a la media. Así, se evitan valores extremos.

En la Figura 6 se observa la evolución de los micromecanismos de fractura al aumentar el radio de entalla con una superficie más rugosa y un aspecto más dúctil a medida que aumenta dicho radio.

La Figura 7 permite ver como se acrecienta esta evolución en los radios de entalla más elevados que se han estudiado.

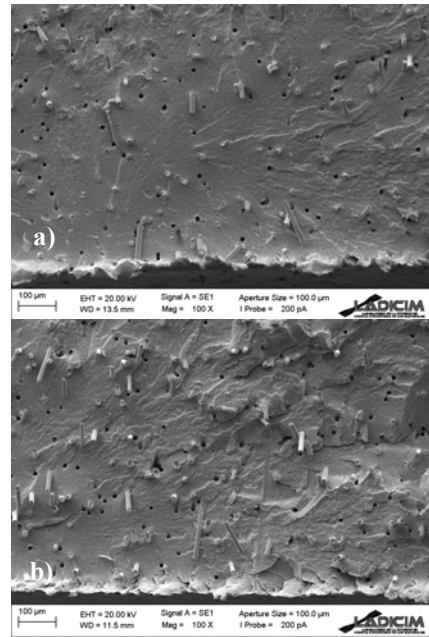


Figura 7. Detalle de los micromecanismos de fractura en SGFR-PA6 10 wt.%: a) $\rho = 1.0$ mm; b) $\rho = 2.0$ mm.

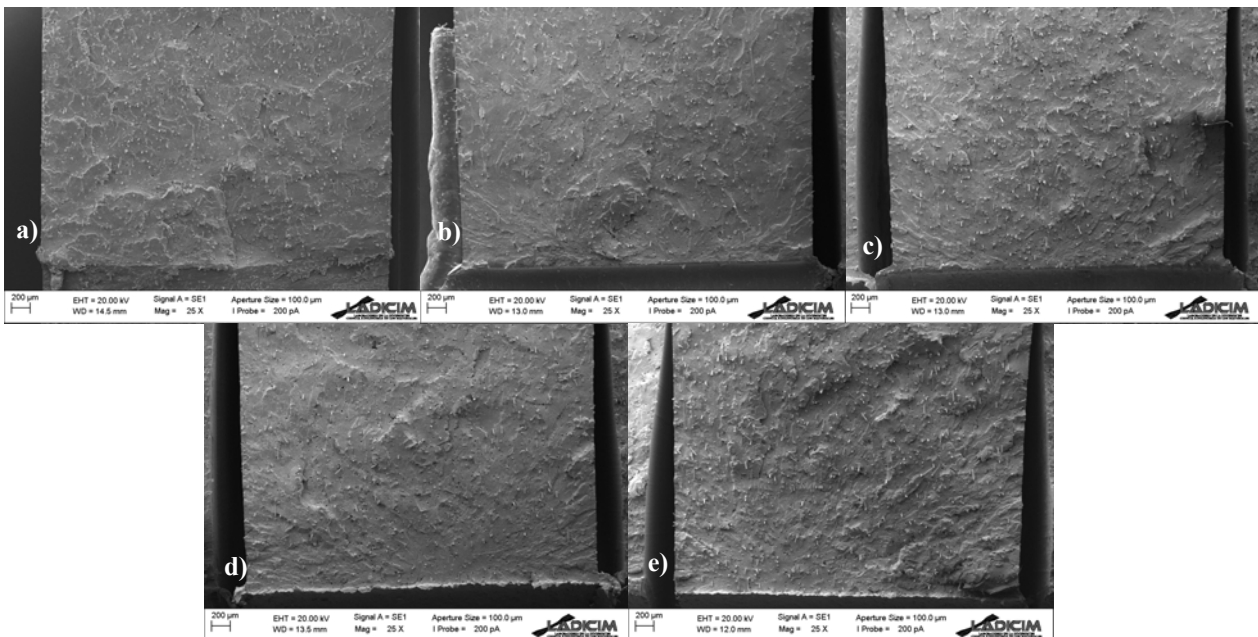


Figura 6. Efecto entalla en los micromecanismos de fractura observados en SGFR-PA6 (10wt.%): a) $\rho = 0$ mm; b) $\rho = 0.25$ mm; c) $\rho = 0.5$ mm; d) $\rho = 1.0$ mm; e) $\rho = 2.0$ mm.

5. CONCLUSIONES

Este artículo presenta el análisis del efecto del radio de entalla en el comportamiento a fractura de poliamida 6 reforzada con un 10 % en peso de contenido de fibra de vidrio (SGFR-PA6). El programa experimental se compone de 25 probetas de fractura (SENB) variando el radio de entalla (de 0 mm a 2.0 mm).

Se ha observado un claro efecto entalla; el valor de la resistencia a fractura aumenta al incrementar el radio de entalla. El efecto entalla para radios inferiores a 0.25 mm es despreciable.

Asimismo, se ha realizado una correcta predicción del efecto entalla mediante el uso del Método de la Línea (LM). La predicción de la tenacidad aparente a fractura con la TDC en este material no necesita de calibración previa, siendo sencilla y precisa.

Por otro lado, mediante el uso de microscopía Electrónica de Barrido se ha observado una relación directa entre los micromecanismos de fractura y la evolución de la tenacidad aparente a fractura.

AGRADECIMIENTOS

Los autores de este trabajo desean agradecer al MINECO del Gobierno de España por la financiación del proyecto MAT2014-58443-P: “Análisis del comportamiento en fractura de componentes estructurales con defectos en condiciones debajo confinamiento tensional”, de cuyos resultados deriva este artículo.

REFERENCIAS

- [1] AA Griffith, The phenomena of rupture and flow in solids, *Phil. Trans. R Soc. London. A* 221, pp. 163-198, 1920.
- [2] LS Niu, C. Chehimi, G. Pluvinage, Stress field near a large blunted V notch and application of the concept of notch stress intensity factor to the fracture of very brittle materials, *Eng Fract Mech* 1949;49:325-35.
- [3] G. Pluvinage, Fatigue and fracture emanating from notch; the use of the notch stress intensity factor, *Nucl Eng Des* 1998;185:173-84.
- [4] Y. Bao, Z. Jin, Size effects and mean strength criterion for ceramics, *Fat Fract Eng Mater Str* 1993;16:829-35.
- [5] W. Fenghui, Prediction of intrinsic fracture toughness for brittle materials from the apparent toughness of notch-crack specimen, *J Mater Sci* 2000;35:2543.
- [6] M. Creager, C. Paris, Elastic field equations for blunt cracks with reference to stress corrosion cracking, *Int J Fract* 1967;3:247-52.
- [7] S. Cicero, F. Gutiérrez-Solana, JA. Álvarez, Structural Integrity assessment of components subjected to low constraint conditions, *Eng Fract Mech* 2008;35:2543-6.
- [8] S. Cicero, V. Madrazo, IA. Carrascal, On the point method and the line method notch effect predictions in Al7075-T651, *Eng Fract Mech* 2012;86:56-72.
- [9] S. Cicero, V. Madrazo, T. García, Analysis of the notch effect in the apparent fracture toughness and the fracture micromechanisms of ferritic-pearlitic steels operating within their lower shelf, *Eng Fail Ana* 2014;36:322-342.
- [10] D. Taylor, The theory of critical distances: a new perspective in fracture mechanics, *Elservier*, 2007.
- [11] D. Taylor, M. Merlo, R. Pegley, MP. Cavatorta, The effect of stress concentrations on the fracture strength of polymethylmethacrylate, *Mater Sci Eng* 2004;A382: 288-94.
- [12] H. Neuber, Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material, *Springer Verlag*, Berlin, 1958.
- [13] RE. Peterson, Notch sensitivity. In: *Sines G, Waisman JL, editors. Metal fatigue*. McGraw Hill. 1959. p. 293-306. New York.
- [14] TL. Anderson, Fracture mechanics: fundamentals and applications, *CRC Press*, Florida, 1991.
- [15] PK. Mallik, Fibre reinforced composites; materials manufacturing and design, 3rd Edition, *CRC Press*, 2007.
- [16] JA. Brydson, Plastics Materials, 5th Edition, *Guildford: Butterworth Heinemann*, 1989.
- [17] ASTM D638-10, Standard Test Method for Tensile Properties of Plastics, *American Society of Testing and Materials*, Philadelphia, 2010.
- [18] ASTM D5045-99, Standard Test Methods for Plane-Strain Fracture Toughness and Strain Energy Release Rate of Plastic Materials, *American Society of Testing and Materials*, Philadelphia, 1999.