

ESTIMACIÓN DE LA CARGA DE ROTURA EN PROBETAS ENTALLADAS DE ALUMINIO AL7075-T651 MEDIANTE EL USO DEL CONCEPTO DEL MATERIAL EQUIVALENTE COMBINADO CON EL CRITERIO DE LA DENSIDAD DE ENERGÍA DE DEFORMACIÓN

J.D. Fuentes^{1*}, S. Cicero¹, F. Berto², A.R. Torabi³, V. Madrazo⁴, P. Azizi⁵

¹ LADICIM (Laboratory of Materials Science and Engineering), University of Cantabria, E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Av/Los Castros 44, 39005 Santander, Spain; fuentesjd@unican.es, ciceros@unican.es

² Department of Engineering Design and Materials, Norwegian University of Science and Technology, Richard Birkelands bei 2b, 7491 Trondheim, Norway; filippo.berto@ntnu.no

³ Fracture Research Laboratory, Faculty of New Sciences and Technologies, University of Tehran, Zip code 14395-1561 Tehran, Iran; a_torabi@ut.ac.ir

⁴ Centro Tecnológico de Componentes-CTC, C/Isabel Torres nº1, 39011 Santander, Spain; madrazo.virginia@external.ensa.es

⁵ Department of Mechanical Engineering, Iran University of Science and Technology, Zip code 16846-13114, Tehran, Iran; azizi.payman229@gmail.com

* Persona de contacto: fuentesjd@unican.es

RESUMEN

El principal objetivo de este artículo es la aplicación del criterio de la Densidad de Energía de Deformación (SED), combinado con el Concepto de Material Equivalente (EMC) para predecir la carga de rotura de probetas CT de la aleación de aluminio Al7075-T651 que contienen entallas en U. Con este propósito, se han realizado 24 ensayos de fractura combinando 6 radios de entalla diferente, que cubren desde probetas fisuradas (0 mm) hasta probetas de 2 mm de radio de entalla. Las probetas fisuradas se han empleado para obtener las propiedades de fractura del material y el resto de los ensayos, se han usado para comprobar y comparar la carga de fractura obtenida experimentalmente con las predicciones que devuelven los métodos mencionados anteriormente: SED, SED-EMC. Los resultados teóricos de las predicciones de la carga de rotura para el material imaginario obtenido mediante el empleo del EMC, concuerdan con los resultados experimentales derivados de las muestras reales.

PALABRAS CLAVE: Fractura, Entalla, Densidad de Energía de Deformación, Concepto del Material Equivalente

ABSTRACT

The main goal of this paper is the application of the Strain Energy Density (SED) criterion in combination with the Equivalent Material Concept (EMC) to predict the fracture loads of aluminium alloy Al7075-T651 Compact Tension (CT) specimens containing U-shaped notches. For this purpose, 24 fracture test were carried out combining 6 notch radii, which cover from crack-type defects (0 mm) up to 2 mm-notch radius. Crack type specimens are used to define the fracture properties of the material, and the rest of the tests are used to check and compare the experimental fracture loads with the loads predicted using the different aforementioned criteria: SED, SED-EMC. The theoretical results of fracture load predictions for the virtual material obtained employing the EMC are in good agreement with the experimental results reported for real samples.

KEYWORDS: Fracture, Notch, Strain Energy Density, Equivalent Material Concept

1. INTRODUCCIÓN

Las aleaciones de aluminio de la serie 7XXX son ampliamente usadas en estructuras ingenieriles, particularmente en componentes aeroespaciales y de automoción. Mediante el empleo de tratamientos

térmicos especiales, las propiedades de dichas aleaciones, como la tenacidad, la resistencia a fatiga o la tensión de rotura pueden ser mejoradas. Hay casos en las que puede ser necesario o ventajoso desde el punto de vista operativo emplear entallas (ej., agujeros, ranuras, etc) a pesar del efecto negativo que pueden conllevar

desde el punto de vista resistente, dado que actúan como concentradores de tensiones.

Hasta ahora, con el fin de simplificar el análisis a fractura de los componentes entallados, las entallas se han evaluado generalmente como fisuras, empleando la metodología de fisuras afiladas basada en los principios de la Mecánica de la Fractura. Esta asunción es excesivamente conservadora, ya que la carga que pueden soportar los componentes entallados es mayor que la de los componentes fisurados debido a que el campo de tensiones en el fondo del defecto es menos severo que en el caso de las fisuras y a que los micromecanismos de fractura tienden a ser más dúctiles a medida que aumenta el radio de entalla. Por esta razón, es necesario desarrollar metodologías que tengan en cuenta estas particularidades y, de este modo, obtener predicciones de las cargas de rotura más precisas.

Hay varios criterios para evaluar el comportamiento en fractura de los componentes entallados. En este artículo se va a analizar el criterio de la densidad de energía de deformación (SED) combinado con el concepto de material equivalente (EMC).

2. ANTECEDENTES TEÓRICOS

2.1. Criterio de la Densidad de Energía de Deformación (Strain Energy Density, SED)

Los orígenes del SED [1-9] datan de los años 70, cuando Sih publicó sus bases [1,2]. El SED establece que la fractura ocurre cuando se cumple:

$$\bar{W} = W_c \tag{1}$$

donde \bar{W} es el valor medio del SED dentro del volumen Ω (con radio R_0 , ver Figura 1), y W_c es el valor crítico del SED. Cuando el comportamiento del material es elástico-lineal, W_c se puede obtener aplicando la ecuación:

$$W_c = \frac{\sigma_u^2}{2E} \tag{2}$$

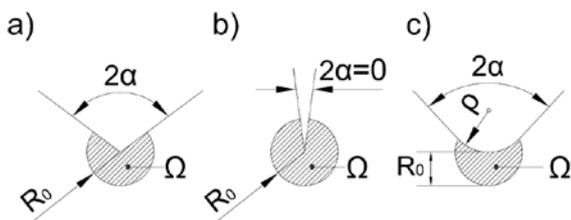


Figura 1. Volumen Ω para entallas en V (a), fisura (b) y entalla en V roma (c) bajo cargas en modo I.

σ_u es la tensión de rotura del material y E el módulo de Young. Bajo condiciones de deformación plana, se ha establecido una relación para R_0 considerando el caso de fisura de acuerdo a la ecuación (3) (ver Figura 1):

$$R_0 = \frac{(1 + \nu)(5 - 8\nu)}{4\pi} \left(\frac{K_C}{\sigma_u}\right)^2 \tag{3}$$

Cuando dominan las condiciones de tensión plana, la ecuación que define R_0 es [8]:

$$R_0 = \frac{(5 - 3\nu)}{4\pi} \left(\frac{K_C}{\sigma_y}\right)^2 \tag{4}$$

Las condiciones de deformación plana son dominantes siempre que la resistencia a fractura sea menor que la definida por la ecuación (5) [10]:

$$K_C = \sigma_y \left(\frac{B}{2.5}\right)^{1/2} \tag{5}$$

mientras que las condiciones de tensión plana se alcanzan cuando la resistencia a fractura es mayor que el valor definido por la ecuación (6) [10]:

$$K_C = \sigma_y (\pi B)^{1/2} \tag{6}$$

σ_y es el límite elástico del material, ν el coeficiente de Poisson y B es el espesor de la probeta. Aquellas situaciones comprendidas entre las condiciones de tensión plana y deformación plana, requieren una interpolación entre las ecuaciones (3) y (4) para definir R_0

Para entallas en V romas, el valor del SED dentro del volumen de control se puede obtener a través de la ecuación:

$$\bar{W} = F(2\alpha)H\left(2\alpha, \frac{R_0}{\rho}\right) \frac{\sigma_{max}^2}{E} \tag{7}$$

donde $F(2\alpha)$ depende del ángulo de apertura, $H(2\alpha, R_0/\rho)$ depende del ángulo de apertura y de la relación entre el radio crítico R_0 y el radio de entalla ρ , y σ_{max} es la máxima tensión elástica en el fondo de la entalla. En la Tabla 1 y la Tabla 2 se recogen respectivamente los valores de F y H para diferentes geometrías de entalla.

Tabla 1. Valores de $F(2\alpha)$.

2α (rad)	0	$\pi/4$	$\pi/2$	$3\pi/4$
$F(2\alpha)$	0.785	0.6692	0.7049	1.0717

Tabla 2. Valores de H para entallas en U ($2\alpha=0$).

Rc/ρ	$\nu = 0.25$	$\nu = 0.30$	$\nu = 0.35$	$\nu = 0.40$
0.01	0.5813	0.5638	0.5432	0.5194
0.05	0.5258	0.5086	0.4884	0.4652
0.1	0.4687	0.4518	0.4322	0.4099
0.3	0.3216	0.3069	0.2902	0.2713
0.5	0.2401	0.2276	0.2135	0.1976
1	0.1399	0.1314	0.1217	0.111

2.2. Concepto del Material Equivalente (Equivalent Material Concept, EMC)

En 2012, Torabi [11] propone por primera vez el Concepto de Material Equivalente (EMC) [11-15] con el fin de asimilar un material dúctil real con comportamiento elasto-plástico a un material imaginario con comportamiento perfectamente elástico-lineal. Para ello se asume la conocida ecuación potencial para relacionar tensión-deformación en la región plástica (ecuación (8)), en la que los parámetros σ , ϵ_p , K y n son la tensión real, la deformación plástica real, el coeficiente de endurecimiento y el exponente de endurecimiento respectivamente, y calcula la densidad de energía de deformación (SED) para el material dúctil real hasta el punto de tensión máxima. Después, se asume que el material imaginario frágil absorbe la misma cantidad de densidad de energía de deformación para que ocurra la fractura.

$$\sigma_p = K \epsilon_p^n \tag{8}$$

En la Figura 2 se representa una curva tensión-deformación típica en la cual el área bajo la curva se corresponde con la densidad de energía de deformación. El SED total se compone de las componentes elástica y plástica del siguiente modo:

$$(SED)_{tot} = (SED)_y + (SED)_p = \frac{1}{2} \sigma_y \epsilon_y + \int_{\epsilon_y}^{\epsilon_p} \sigma_p d\epsilon_p \tag{9}$$

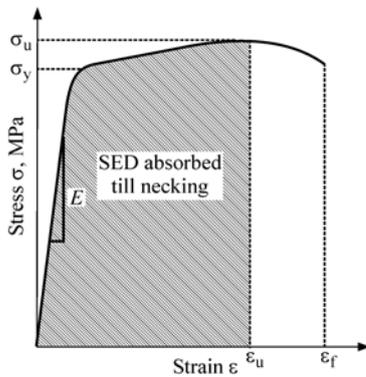


Figura 2. Esquema de una curva tensión-deformación típica para un material dúctil.

donde σ_y , ϵ_y , y ϵ_p son el límite elástico, la deformación elástica en el punto del límite elástico y la verdadera deformación plástica en el punto del límite elástico respectivamente. Considerando la Ley de Hooke ($\epsilon_y = \sigma_y/E$) y sustituyendo la ecuación (8) dentro de la ecuación (9) se obtiene:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} ((\epsilon_p)^{n+1} - (\epsilon_y)^{n+1}) \tag{10}$$

Considerando ϵ_y igual a 0.002 (0.2%) y considerando que la carga de rotura es igual a la carga máxima (comienzo del inicio de fisura) $\epsilon_u = \epsilon_p$, entonces:

$$(SED)_{tot} = \frac{\sigma_y^2}{2E} + \frac{K}{n+1} ((\epsilon_{u, True})^{n+1} - (0.002)^{n+1}) \tag{11}$$

La Figura 3 representa la curva tensión-deformación típica para el material imaginario elástico-lineal. De esta figura se puede obtener fácilmente que la energía de deformación absorbida hasta la rotura es $\sigma_f^* \epsilon_f^*/2$, donde σ_f^* y ϵ_f^* son la tensión de rotura y la deformación en rotura para el material imaginario frágil respectivamente. La asunción básica del EMC es que el material dúctil real y el material imaginario tienen el mismo módulo de Young (E) y la misma tenacidad a fractura (K_c). El SED para el material equivalente en fractura se puede escribir como:

$$(SED)_{EMC} = \frac{\sigma_f^{*2}}{2E} \tag{12}$$

Combinando la ecuación (11) y la ecuación (12), se comprueba que el valor de σ_f^* se puede obtener de acuerdo a la ecuación (13):

$$\sigma_f^* = \sqrt{\sigma_y^2 + \frac{2EK}{n+1} ((\epsilon_{u, True})^{(n+1)/n} - (0.002)^{n+1})} \tag{13}$$

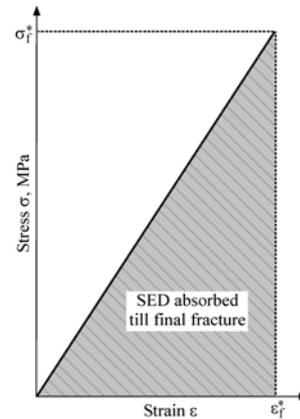


Figura 3. Esquema de la curva tensión-deformación para el material equivalente frágil.

donde $\epsilon_{u, True}$ se puede obtener como el valor de ϵ_u (deformación en el punto de carga máxima) mediante la siguiente expresión: $\epsilon_{u, True} = \ln(1 + \epsilon_u)$.

El valor de σ_f^* obtenido de la ecuación (13) junto con una tenacidad a fractura válida, puede ser convenientemente empleada en varios criterios de fractura frágil para la predicción teórica de la iniciación de fractura en materiales dúctiles debilitados con una entalla.

3. MATERIALES Y MÉTODOS

El material analizado es la aleación de aluminio Al7075-T651 [16] obtenido de una chapa de 2000 x 1000 x 20 mm [16]. Con el fin de definir las propiedades mecánicas del material, se han realizado dos ensayos de tracción

[16]. Las propiedades mecánicas del material en la orientación TL se recogen en la Tabla 3.

Tabla 3. Propiedades mecánicas de Al-7075-T651.

Probeta	E (GPa)	σ_y (MPa)	σ_u (MPa)	e_{max} (%)
TL-1	74.8	537.4	601.6	8.09
TL-2	73.9	541.0	602.8	9.95

σ_y es el límite elástico, σ_u la tensión de rotura y e_{max} la deformación bajo carga máxima.

Los ensayos de fractura se han llevado a cabo con 24 probetas CT, cuya geometría se muestra en la Figura 4. Se han realizado 6 series de ensayos correspondientes a diferentes radios de entalla (desde 0 mm hasta 2 mm). Las series de 0 mm y 0.15 mm están compuestas por 6 probetas cada una, mientras que el resto de las series, 0.21 mm, 0.47 mm, 1 mm y 2 mm están compuestas por 3 ensayos cada una. Las cargas de rotura experimentales para el aluminio Al7075-T651 se muestran en la Tabla 4. Los resultados obtenidos en las probetas fisuradas ($\rho=0$) se han empleado para obtener el correspondiente valor de K_C , siendo $26.65 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$.

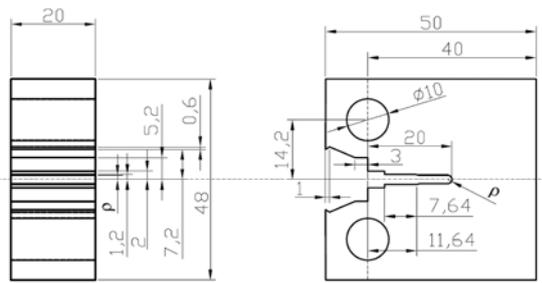


Figura 4. Geometría de las probetas CT (dimensiones en mm).

Tabla 4. Cargas de rotura experimentales.

Probeta	ρ (mm)	P_{Exp} (KN)	Probeta	ρ (mm)	P_{Exp} (KN)
TL0-1	0	11.78	TL0.25-1	0.25	23.68
TL0-2		11.32	TL0.25-2		22.68
TL0-3		10.51	TL0.25-3		22.79
TL0-4		12.30	TL0.5-1	31.71	
TL0-5		9.81	TL0.5-2	30.14	
TL0-6		10.46	TL0.5-3	32.33	
TL0.15-2	0.15	20.95	TL1.0-1	1	39.71
TL0.15-3		21.31	TL1.0-2		39.17
TL0.15-4		18.95	TL1.0-3		37.95
TL0.15-5		20.03	TL2.0-1	2	44.58
TL0.15-6		19.66	TL2.0-2		44.96
TL0.15-7		21.32	TL2.0-3		45.23

4. RESULTADOS Y DISCUSIÓN

Las cargas de rotura han sido estimadas combinando los diferentes métodos mencionados anteriormente con el fin

de comparar los resultados obtenidos con cada uno y las diferencias entre ellos.

4.1. Predicción cargas de rotura según SED

Cuando el material analizado exhibe un comportamiento elástico lineal perfecto, el valor crítico de W_c se puede obtener considerando la ecuación (2). Estableciendo la condición de fractura definida en (1) se puede derivar σ_{max} a partir de:

$$F(2\alpha)H\left(2\alpha, \frac{R_0}{\rho}\right) \frac{\sigma_{max}^2}{E} = \frac{\sigma_u^2}{2E} \quad (14)$$

donde el valor de $F(2\alpha=0)$ es 0.785 (Tabla 1), y H depende de ν y de la relación entre R_0 (ecuación (9) para deformación plana, ecuación (10) tensión plana, o un valor interpolado en una situación intermedia) y el radio de entalla. Los valores de $H(2\alpha=0)$ se recogen en la Tabla 2. Los valores de la tensión de rotura (σ_u) y el módulo de Young (E) se pueden obtener de la Tabla 3.

Considerando que el valor de σ_{max} se alcanza cuando $r=0$ y aplicando la distribución de tensiones en el fondo de la entalla para entallas en U propuesta por Creager-Paris [17] ecuación (15), el factor de intensidad de tensiones (K_I) se obtiene aplicando la ecuación (16). Finalmente, la carga de rotura se puede predecir sustituyendo el resto de valores en la solución analítica del factor de intensidad de tensiones para probetas CT (ecuación (17)):

$$\sigma(r) = \frac{K_I}{\sqrt{\pi}} \frac{2(r + \rho)}{(2r + \rho)^{3/2}} \quad (15)$$

$$\sigma(r = 0) = \sigma_{max} = \frac{2K_I}{\sqrt{\pi\rho}} \quad (16)$$

$$K_I = \frac{P_{SED}}{B\sqrt{W}} \frac{(2+\frac{a}{W})}{(1-\frac{a}{W})^{3/2}} \left(0.886 + 4.54 \left(\frac{a}{W}\right) - 13.32 \left(\frac{a}{W}\right)^2 + 14.72 \left(\frac{a}{W}\right)^3 - 5.60 \left(\frac{a}{W}\right)^4 \right) \quad (17)$$

En la Tabla 5 y Figura 5, se muestran las estimaciones de la carga de rotura obtenidas usando el criterio SED. Se puede observar que las predicciones de las cargas de rotura obtenidas con el criterio SED son mucho menores que las cargas de rotura experimentales, obteniendo resultados claramente conservadores. Estos malos resultados están relacionados con el uso de una formulación elástico-lineal en una situación real claramente elasto-plástica. Por tanto, las estimaciones de los valores críticos de W_c no son valores representativos para materiales que exhiben grandes deformaciones plásticas antes del fallo.

Tabla 5. Cargas de rotura criterio SED.

Probeta	P_{SED} (KN)	Probeta	P_{SED} (KN)
TL0.15-2	6.09	TL0.5-1	10.78
TL0.15-3		TL0.5-2	
TL0.15-4		TL0.5-3	
TL0.15-5		TL1.0-1	12.47
TL0.15-6		TL1.0-2	
TL0.15-7	TL1.0-3		
TL0.25-1	7.20	TL2.0-1	14.36
TL0.25-2		TL2.0-2	
TL0.25-3		TL2.0-3	

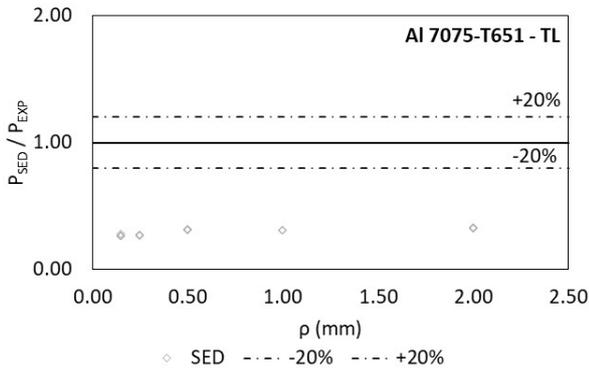


Figura 5. Comparación entre las predicciones de las cargas de rotura (criterio SED) y las cargas de rotura experimentales.

4.2. Predicción cargas de rotura según SED-EMC

Debido a la mala concordancia entre las predicciones y las cargas de fractura obtenidas usando la formulación elástico-lineal del criterio SED, es necesario definir una nueva forma de evaluar materiales con comportamiento no lineal. Por esta razón, en esta sección se muestran las predicciones obtenidas tras combinar el criterio SED con el EMC.

Para poder aplicar el EMC es necesario definir el valor del módulo de Young (E), que en este caso es igual a 74.4 GPa y la tensión de rotura del material imaginario virtual (σ_f^*) que es igual a 2727 MPa.

Una vez que los parámetros del EMC se han obtenido, considerando que el material equivalente tiene un comportamiento elástico lineal perfecto, el valor de la densidad de energía de deformación crítica, W_c , se puede obtener cambiando el valor de σ_u^* por σ_f^* en la ecuación (14):

$$F(2\alpha)H\left(2\alpha, \frac{R_0}{\rho}\right) \frac{\sigma_{max}^2}{E} = \frac{\sigma_f^{*2}}{2E} \tag{18}$$

donde el valor de $F(2\alpha=0)$ es igual a 0.785, tal y como se puede comprobar en la Tabla 1 y H se puede obtener de la Tabla 2.

Considerando la distribución de tensiones en el fondo de la entalla propuesta por Creager-Paris (ecuación (15)) [17], asumiendo que el valor de σ_f^* se alcanza en $r=0$, y aplicando la solución analítica para el factor de intensidad de tensiones para probetas CT (ecuación (17)), la carga de fractura se puede obtener empleando el criterio SED combinado con el EMC, tal y como se puede comprobar en la Tabla 6 y en la Figura 6.

Se puede observar cómo considerar el EMC mejora significativamente las predicciones, con la mayoría de los resultados con una precisión del $\pm 20\%$. Las predicciones son conservadoras para la mayoría de los radios, mientras que para radio 2.0 mm, las predicciones son ligeramente mayores que las cargas reales.

Tabla 6. Cargas de rotura EMC-SED.

Probeta	$P_{EMC-SED}$ (KN)	Probeta	$P_{EMC-SED}$ (KN)
TL0.15-2	15.75	TL0.5-1	24.70
TL0.15-3		TL0.5-2	
TL0.15-4		TL0.5-3	
TL0.15-5		TL1.0-1	34.77
TL0.15-6		TL1.0-2	
TL0.15-7	TL1.0-3		
TL0.25-1	17.75	TL2.0-1	48.32
TL0.25-2		TL2.0-2	
TL0.25-3		TL2.0-3	

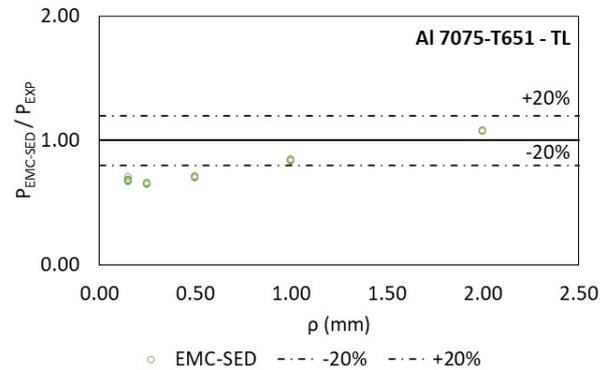


Figura 6. Comparación entre las predicciones de las cargas de rotura (EMC-SED) y las cargas de rotura experimentales.

5. CONCLUSIONES

Este trabajo realiza una contribución adicional al desarrollo del análisis de componentes entallados. El uso de la metodología descrita, permite obtener predicciones de la carga de rotura de componentes entallados de forma segura. Además, los resultados se han obtenido de manera eficiente, ya que no se necesita realizar un gran número de ensayos o simulaciones complejas con el fin de aplicar la metodología propuesta. Las principales conclusiones obtenidas son:

1. La estricta formulación del criterio SED solo puede ser empleada para analizar materiales frágiles que tengan comportamiento elástico lineal. Su

aplicación en materiales que muestran comportamiento no elástico lineal genera malas predicciones.

2. La combinación del SED con el EMC devuelve resultados precisos para grandes radios de entalla, mientras que, para radios de entalla pequeños, el grado de aproximación del modelo es conservador.
3. El uso del EMC combinado con el SED, permite obtener buenas predicciones de la carga de rotura a partir únicamente de la curva tensión-deformación y de las posterior obtención de la tensión de rotura del material virtual.
4. La aplicabilidad de la combinación EMC-SED en ingeniería real es muy recomendable, ya que no requiere grandes consumos de tiempo realizando análisis elasto-plásticos.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer al MINECO la financiación recibida del proyecto MAT2014-58443-P. “Análisis del comportamiento en fractura de componentes estructurales con defectos en condiciones de bajo confinamiento tensional,” en el que están basados los resultados de este artículo.

REFERENCIAS

- [1] G.C. Sih. Strain-energy-density factor applied to mixed mode crack problems. *International Journal of Fracture*, **10**, 305–321, 1974.
- [2] M.E. Kipp, G.C. Sih. The strain energy density failure criterion applied to notched elastic solids. *International Journal of Solids and Structures*, **11**, 153–173, 1975.
- [3] L.F. Gillemot. Criterion of crack initiation and spreading. *Engineering Fracture Mechanics*, **8**, 239–253, 1975.
- [4] K. Molski, G. Glinka. A method of elastic-plastic stress and strain calculation at a notch root. *Material Science and Engineering*, **50**, 93–100, 1981.
- [5] P. Lazzarin, A. Campagnolo, F. Berto. A comparison among some recent energy-and stress-based criteria for the fracture assessment of sharp V-notched components under Mode I loading. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **71**, 21–30, 2014.
- [6] A. Campagnolo, F. Berto, D. Leguillon. Fracture assessment of sharp V-notched components under Mode II loading: A comparison among some recent criteria. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **85**, 217–226, 2016.
- [7] F. Berto, P. Lazzarin. A review of the volume-based strain energy density approach applied to V-notches and welded structures. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, **52**, 183–194, 2009.
- [8] F. Berto, P. Lazzarin. Recent developments in brittle and quasi-brittle failure assessment of engineering materials by means of local approaches. *Material Science and Engineering R.*, **75**, 1-48, 2014.
- [9] P. Lazzarin, F. Berto. Some expressions for the strain energy in a finite volume surrounding the root of blunt V-notches. *International Journal of Fracture*, **135**, 161–185, 2005.
- [10] J.F. Knott. *Fundamentals of Fracture Mechanics*; Butterworths: London, UK, 1973.
- [11] A.R. Torabi. Estimation of tensile load-bearing capacity of ductile metallic materials weakened by a V-notch: The equivalent material concept. *Material Science and Engineering*, **536**, 249–255, 2012.
- [12] A.R. Torabi, F. Berto, A. Campagnolo. Elastic-plastic fracture analysis of notched Al 7075-T6 plates by means of the local energy combined with the equivalent material concept. *Physical Mesomechanics*, **19**, 204–214, 2016.
- [13] A.R. Torabi, A. Campagnolo, F. Berto. A successful combination of the equivalent material concept and the averaged strain energy density criterion for predicting crack initiation from blunt V-notches in ductile aluminium plates under mixed mode loading. *Physical Mesomechanics*, **19**, 382–391, 2016.
- [14] A.R. Torabi, M. Alaei. Mixed-mode ductile failure analysis of V-notched Al 7075-T6 thin sheets. *Engineering Fracture Mechanics*, **150**, 70–75, 2015.
- [15] A.R. Torabi, R. Habibi, B. Mohammad Hosseini. On the Ability of the Equivalent Material Concept in Predicting Ductile Failure of U-Notches under Moderate- and Large-Scale Yielding Conditions. *Physical Mesomechanics*, **18**, 337–347, 2015.
- [16] V. Madrazo, S. Cicero, I.A. Carrascal. On the Point Method and the Line Method notch effect predictions in Al7075-T651. *Engineering Fracture Mechanics*, **79**, 363–379, 2012.
- [17] M. Creager, C. Paris. Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking. *International Journal of Fracture*, **3**, 247–252, 1967.