

## ANÁLISIS DEL EFECTO ENTALLA EN LA CURVA DE TRANSICIÓN DÚCTIL-FRÁGIL DEL ACERO S690Q

S. Cicero<sup>1,\*</sup>, T. García<sup>2</sup>, V. Madrazo<sup>3</sup>, F.T. Ibáñez-Gutiérrez<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Dpto. Ciencia e Ingeniería del Terreno y de los Materiales, Universidad de Cantabria, Av/ Los Castros s/n, 39005, Santander, Cantabria, España.

<sup>2</sup>IDOM, Servicios Nucleares, Av/ Zarandoa Etorbidea, Bilbao, Bizkaia, España.

<sup>3</sup> Fundación Centro Tecnológico de Componentes (CTC), Parque Científico y Tecnológico de Cantabria (PCTCAN), C/ Isabel Torres nº 1, 39011, Santander, España

\*E-mail: [ciceros@unican.es](mailto:ciceros@unican.es)

### RESUMEN

Este artículo presenta un análisis del efecto entalla en la zona de transición dúctil-frágil del acero estructural S690Q, mediante la aplicación de la Curva Maestra de Entallas (CME). Para ello se determinó en primer lugar la temperatura de referencia ( $T_0$ ) del material, dando como resultado  $-110.8^\circ\text{C}$ . A continuación se realizaron ensayos de fractura sobre probetas SENB a tres temperaturas diferentes ( $-100^\circ\text{C}$ ,  $-120^\circ\text{C}$  y  $-140^\circ\text{C}$ ) dentro del rango de aplicación de la Curva Maestra del material ( $T_0 \pm 50^\circ\text{C}$ ), lo cual permitió calibrar el valor de la distancia crítica del material ( $L$ ). Los ensayos se realizaron sobre probetas con seis radios de entalla diferentes que van desde los 0 mm (fisuras) hasta los 2.0 mm. Los resultados muestran un claro efecto entalla en la zona de transición, con un aumento de la resistencia a fractura con el radio de entalla. Finalmente se muestran y validan las predicciones de la Curva Maestra de Entallas, herramienta que permite estimar la tenacidad aparente a fractura de aceros ferrítico-perlíticos entallados en la zona de transición dúctil-frágil del material, y que ha sido previamente validada por los autores en los aceros S275JR, S355J2 y S460M.

### ABSTRACT

This paper presents an analysis of the notch effect in the ductile-to-brittle transition zone of ferritic-pearlitic steel S460M. Firstly, the material reference temperature ( $T_0$ ) was obtained, providing a value of  $-110.8^\circ\text{C}$ . Secondly, SENB fracture specimens were tested at three different temperatures ( $-100^\circ\text{C}$ ,  $-120^\circ\text{C}$  and  $-140^\circ\text{C}$ ) within the validity range of the material Master Curve ( $T_0 \pm 50^\circ\text{C}$ ). The tests were performed on SENB notched specimens containing six different notch radii, from 0 mm (crack-type defect) up to 2.0 mm. The results show a clear notch effect on the ductile-to-brittle transition zone: the larger the notch radius the larger the fracture resistance. Finally, the predictions provided by the Notch Master Curve are presented and validated. This tool allows the apparent fracture of ferritic-pearlitic steels containing notches to be estimated, and it had been previously validated by the authors in steels S275JR, S355J2 and S460M.

**PALABRAS CLAVE:** efecto entalla, curva de transición, curva maestra de entalla.

## 1. INTRODUCCIÓN

### 1.1. Efecto entalla

Los componentes con entallas desarrollan generalmente una mayor capacidad resistente que la que observada cuando se encuentran fisurados (ej., [1-10]). Con todo, es una práctica frecuente en ingeniería analizar las entallas como si fueran fisuras, dando como resultado análisis que generalmente son excesivamente conservadores. Las consecuencias prácticas pueden ser, por ejemplo, la realización de reparaciones o sustituciones de elementos estructurales que son innecesarias desde el punto de vista de la integridad estructural.

En un fallo frágil debido a la presencia de una fisura, la mecánica de la fractura establece que la situación crítica

se alcanza cuando la tensión remota ( $\sigma^\infty$ ) aplicada multiplicada por la raíz cuadrada de la longitud de fisura ( $a$ ) es igual a una constante [11]:

$$\sigma^\infty \sqrt{a} = \text{cte}_1 \quad (1)$$

Por su parte, las entallas someten a los componentes estructurales a situaciones tensionales menos críticas, de tal manera que la ecuación (1) pasa a ser:

$$\sigma^\infty a^\alpha = \text{cte}_2 \quad (2)$$

en donde  $\alpha$  es una constante. Por lo tanto, la particular naturaleza de las entallas hace necesario desarrollar metodologías específicas para su análisis a fractura que tengan en cuenta sus menores exigencias tensionales.

1.2. La Teoría de las Distancias Críticas

La Teoría de las Distancias Críticas (TDC) es en realidad un conjunto de metodologías que tienen en común el hecho de que en las evaluaciones de fractura utilizan, junto a la tenacidad a fractura, un parámetro característico del material con unidades de longitud (la distancia crítica, L) [1,2]. Los orígenes de la TCD se localizan a mediados del siglo XX con los trabajos de Neuber [3] y Peterson [4], pero su mayor desarrollo se ha producido en la última década, 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). El parámetro de longitud mencionado anteriormente es normalmente conocido como L (distancia crítica), y su expresión (en análisis de fractura) es:

$$L = \frac{1}{\pi} \left( \frac{K_{mat}}{\sigma_0} \right)^2 \tag{3}$$

Donde  $K_{mat}$  es la tenacidad a fractura del material y  $\sigma_0$  es un parámetro resistente característico del material (denominado generalmente tensión inherente), que suele ser mayor que la tensión de rotura del material ( $\sigma_u$ ) y que debe ser calibrado. Únicamente en aquellas condiciones en las cuales se produce comportamiento elástico-lineal tanto a escala macroscópica como microscópica (ej., fractura en materiales cerámicos)  $\sigma_0$  coincide con  $\sigma_u$ .

Entra las metodologías que conforman la TCD, el Método del Punto (PM) y el Método de la Línea (LM) destacan por su sencillez [1]:

- El Método del Punto (PM, *Point Method*): es la aproximación más sencilla, y asume que el fallo se produce cuando la tensión alcanza el valor de la tensión inherente ( $\sigma_0$ ) a una determinada distancia del frente de la entalla, igual a  $L/2$ . Así resulta que el criterio de fallo es:

$$\sigma \left( \frac{L}{2} \right) = \sigma_0 \tag{4}$$

- El Método de la Línea (LM, *Line Method*): supone que el fallo se produce cuando la tensión media a lo largo de una longitud determinada, que resulta ser  $2L$ , alcanza el valor de la tensión inherente,  $\sigma_0$ . Por lo tanto, la expresión del LM es:

$$\frac{1}{2L} \int_0^{2L} \sigma(r) dr = \sigma_0 \tag{5}$$

Las predicciones usando el LM difieren ligeramente de las que se obtienen al usar el PM [7], pero ambos

métodos generan resultados razonablemente parecidos a los datos obtenidos experimentalmente [1].

Las diferentes metodologías de la TDC se pueden aplicar para generar predicciones de la tenacidad aparente a fractura ( $K_{mat}^N$ ) que presentan los componentes entallados [1]. Si se utiliza el PM es necesario considerar la distribución de tensiones en el fondo de entalla propuesto por Creager and Paris [5], que es la existente en el fondo de fisura pero desplazada una distancia igual a la mitad del radio de entalla:

$$\sigma(r) = \frac{K_I}{\sqrt{\pi}} \frac{2(r + \rho)}{(2r + \rho)^{3/2}} \tag{6}$$

Considerando esta distribución tensional, las condiciones de rotura del PM (ecuación (4)) y la definición de la distancia crítica L (ecuación (3)), y estableciendo que el fallo se produce cuando  $K_I$  es igual a  $K_{mat}^N$ , se obtiene fácilmente la siguiente ecuación [1]:

$$K_{mat}^N = K_{mat} \frac{\left( 1 + \frac{\rho}{L} \right)^{3/2}}{\left( 1 + \frac{2\rho}{L} \right)} \tag{7}$$

Análogamente, la aplicación del LM proporciona la ecuación (8):

$$K_{mat}^N = K_{mat} \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \tag{8}$$

1.3. La Curva Maestra

La Curva Maestra (CM) o Curva Patrón (*Master Curve*) [12-14] constituye una herramienta de caracterización a fractura en la Zona de Transición Dúctil-Frágil (ZTDF) de una amplia variedad de aceros, fundamentalmente de aquellos de naturaleza ferrítico-perlítica. Se fundamenta en cuestiones de tipo estadístico, relacionadas con la distribución de partículas promotoras de procesos de clivaje en el entorno del frente de fisura, y en un amplísimo número de resultados experimentales. En cualquier caso, el comportamiento en fractura de un determinado acero en su ZTDF queda completamente caracterizado una vez conocida la Temperatura de Referencia ( $T_0$ ) del mismo, que es aquella temperatura a la cual la mediana de la distribución de tenacidades a fractura ( $K_{mat}$ , en forma de  $K_{Jc}$ ) resulta ser igual a 100 MPam<sup>1/2</sup> en probetas de 25 mm de espesor. Conocida  $T_0$ , es posible determinar la Curva Maestra para distintos valores de probabilidad de fallo. Así, en probetas de 25 mm de espesor (1T, o B<sub>0</sub>), las curvas asociadas a probabilidades de fallo del 95, 50 y 5% son, respectivamente, las recogidas en las ecuaciones (9), (10) y (11):

$$K_{Jc0.95} = 34.5 + 101.3e^{0.019(T-T_0)} \tag{9}$$

$$K_{Jc0.50} = 30 + 70 \cdot e^{0.019(T-T_0)} \quad (10)$$

$$K_{Jc0.05} = 25.2 + 36.6 \cdot e^{0.019(T-T_0)} \quad (11)$$

Para cualquier otro espesor ( $B_x$ ) distinto de 25 mm ( $B_0$ ), [13] propone la siguiente corrección:

$$K_{Jc(x)} = 20 + [K_{Jc(0)} - 20] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \quad (12)$$

De esta manera, las expresiones (9) a (11) pueden generalizarse y sustituirse por las ecuaciones (13) a (15):

$$K_{Jc(x)0.95} = 20 + [14.5 + 101.3 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \quad (13)$$

$$K_{Jc(x)0.50} = 20 + [10 + 70 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \quad (14)$$

$$K_{Jc(x)0.05} = 20 + [5.2 + 36.6 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \quad (15)$$

## 2. LA CURVA MAESTRA DE ENTALLAS

En este trabajo se valida la Curva Maestra de Entallas (CME) en el acero estructural de alta resistencia S690M. La CME ha sido previamente presentada y validada por los autores [15-17] en aceros de resistencia baja a media (S275JR, S355J2 y S460M). La CME propone combinar la Curva Maestra del material (propia del material en presencia de fisuras), como herramienta de caracterización a fractura del material en la ZTDF, con las correcciones por efecto entalla proporcionadas por la TDC. A este último respecto, y por simplicidad, se considerará la corrección proporcionada por el LM en la expresión de la tenacidad aparente a fractura (ecuación (8)), extendiendo su aplicación a situaciones elastoplásticas en las cuales la tenacidad a fractura del material viene determinada por el parámetro  $K_{Jc}$  [13,16]. Así, las ecuaciones (13) a (15) quedan corregidas por efecto entalla (dando lugar a la Curva Maestra de Entalla, CME) de la siguiente manera:

$$K_{Jc(x)0.95}^N = \left[ 20 + [14.5 + 101.3 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \right] \cdot \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (16)$$

$$K_{Jc(x)0.50}^N = \left[ 20 + [10 + 70 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \right] \cdot \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (17)$$

$$K_{Jc(x)0.05}^N = \left[ 20 + [5.2 + 36.6 \cdot e^{0.019(T-T_0)}] \left( \frac{B_0}{B_x} \right)^{1/4} \right] \cdot \sqrt{1 + \frac{\rho}{4L}} \quad (18)$$

La utilización de estas expresiones permite la aplicación de la CME a espesores diferentes de 25 mm, y asume que el efecto del espesor es independiente del efecto entalla.

## 3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

Para la validación de la CME en el acero S690Q, se ha planteado un programa experimental que comprende el ensayo a fractura de 84 probetas SENB de 15 mm de espesor ( $B_x$ ), cuya geometría sigue las indicaciones de [18] (ver Figura 1). De esta manera, con respecto a los resultados recogidos en [15-17], la CME se aplica a un acero de mayor resistencia mecánica, a un espesor diferente de los 25 mm tomados como referencia en la CM [15,16], y sobre probetas SENB (frente a las probetas CT de [15,16]). Se realizaron 36 ensayos a -100 °C (seis por radio de entalla), 24 ensayos a -120 °C y otros 24 ensayos a -140°C (4 por radio de entalla). 3 de los ensayos no fueron válidos. Los ensayos realizados en las probetas fisuradas permitieron la determinación de  $T_0$  mediante el método multi-temperatura, que resultó ser -110.8°C.

Para la aplicación de las ecuaciones (16) a (18) queda por determinar el valor de  $L$ . Para ello se representó, a cada temperatura, la evolución de la resistencia a fractura en función de la raíz cuadrada del radio de entalla, realizándose la calibración de  $L$  al aplicar la ecuación (8) y determinando el valor de la distancia crítica que proporcionaba el mejor ajuste experimental por mínimos cuadrados.

Las figuras 2 a 4 muestran los resultados experimentales de resistencia a fractura junto con el correspondiente ajuste. En primer lugar se observa un claro efecto entalla, de tal manera que para las tres temperaturas de ensayo, cuando aumenta el radio de entalla lo hace también la resistencia a fractura. En segundo lugar, para un radio de entalla dado, el efecto de la temperatura es evidente: a medida que la temperatura aumenta dentro de la ZTDF del material, crece igualmente la resistencia a fractura del material.

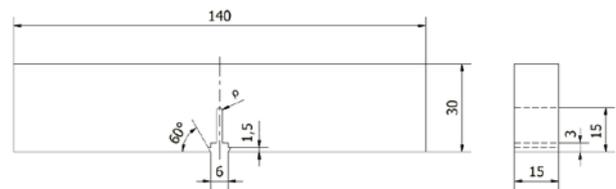


Figura 1. Geometría de las probetas SENB entalladas.  $\rho$  varía entre 0 mm y 2.0 mm.

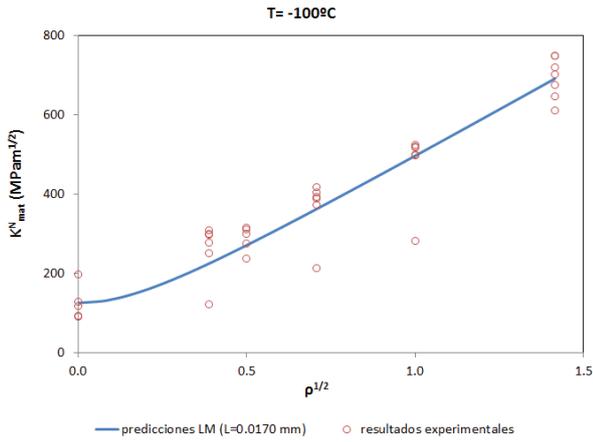


Figura 2. Ajuste experimental según el LM de los resultados de tenacidad aparente ( $L=0.0170$  mm).  $T = -100^{\circ}\text{C}$ .

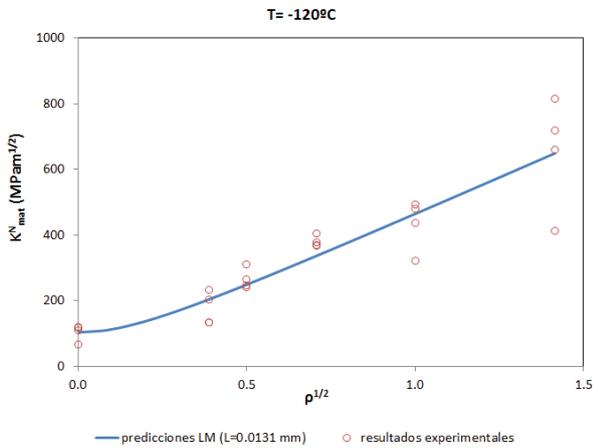


Figura 3. Ajuste experimental según el LM de los resultados de tenacidad aparente ( $L=0.0131$  mm).  $T = -120^{\circ}\text{C}$ .

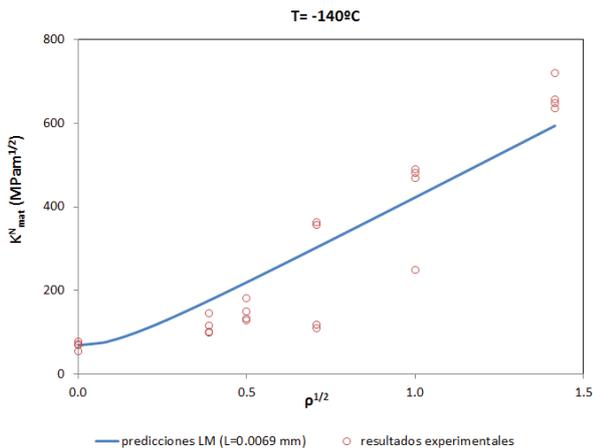


Figura 4. Ajuste experimental según el LM de los resultados de tenacidad aparente ( $L=0.0069$  mm).  $T = -140^{\circ}\text{C}$ .

Los valores de  $L$  a distintas temperaturas son aparentemente dispares, pero sin embargo todos ellos tienen el mismo orden de magnitud.

Además, tal y como se explica en [15], el hecho de que el valor de  $L$  aparece dentro de una raíz cuadrada en las ecuaciones (16) a (18), hace que las diferencias en las predicciones que puedan darse al utilizar uno u otro valor se vean claramente atenuadas. Por ello, y por simplicidad en la aplicación del modelo predictivo propuesto en este trabajo, se va a considerar un valor de  $L$  constante igual a la media de los tres valores obtenidos, resultando  $0.0123$  mm. La Figura 5 muestra los valores de  $L$  obtenidos, junto con el valor medio considerado en las predicciones del apartado 4 y el ajuste polinómico de segundo grado que podría utilizarse en busca de una mayor precisión.

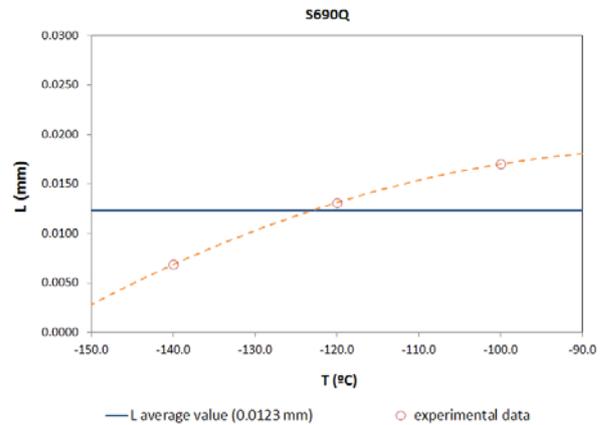


Figura 5. Valores de  $L$  obtenidos del ajuste experimental, valor medio de  $L$  considerado en los cálculos ( $0.0123$  mm), y ajuste polinómico de  $L$ .

#### 4. APLICACIÓN DE LA CME

Una vez estimado  $L$  se aplican para cada radio de entalla las ecuaciones (16) a (18), mostrándose los resultados en las figuras 6 a 11. Se puede observar cómo el modelo CME, en su versión más sencilla que hace uso de un valor constante de la distancia crítica del material, proporciona buenas predicciones de la tenacidad aparente dentro de la ZTDF en condiciones entalladas. Las predicciones son particularmente buenas para  $-120^{\circ}\text{C}$ , cuyo valor de  $L$  está más próximo al valor medio tomado en los cálculos, y algo menos precisas a  $-100^{\circ}\text{C}$  y  $-140^{\circ}\text{C}$ . Las peores predicciones se obtienen para un radio de entalla de  $0.50$  mm, siendo además inseguras en algunos casos. La razón de esta observación es que el mejor ajuste de los resultados experimentales mostrado en las figuras 3 a 5 pasa, para dicho radio, notablemente por encima de algunos de los resultados experimentales a  $-100^{\circ}\text{C}$  y a  $-140^{\circ}\text{C}$ , sobreestimando de esta manera el efecto entalla. Es decir, el conservadurismo observado no viene de la propia definición de la CME, si no del ajuste realizado mediante la TDC a la hora de calibrar  $L$ . Una manera de eliminar las predicciones inseguras puede ser calibrar  $L$  mediante envolventes inferiores, aunque esto lleva consigo la obtención de resultados muy conservadores

en un buen número de situaciones. En todo caso, se han obtenido 8 ensayos (de 84) fuera del área entre las líneas del 5% y del 95%, lo cual está en consonancia con la estadística que sustenta a la CM.

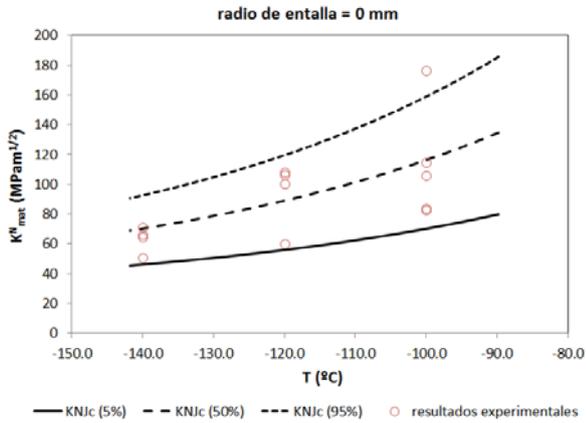


Figura 6. Predicciones (del 5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=0$  mm, y comparación con resultados experimentales.

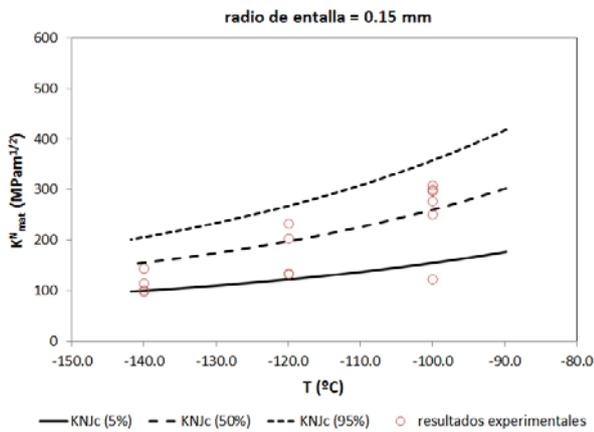


Figura 7. Predicciones (5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=0.15$  mm, y comparación con resultados experimentales.

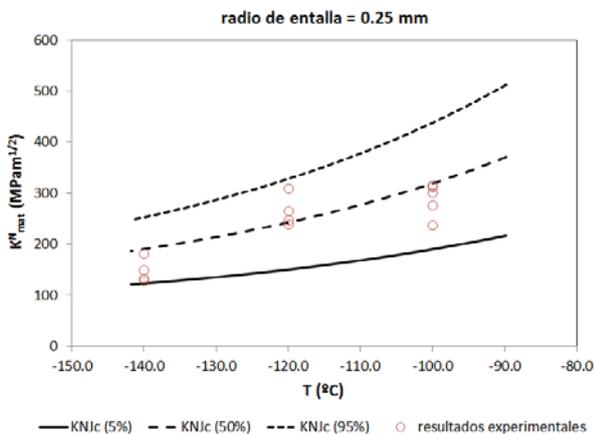


Figura 8. Predicciones (5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=0.25$  mm, y comparación con resultados experimentales.

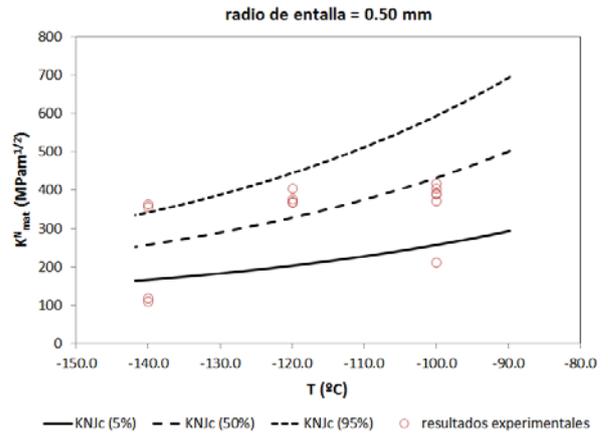


Figura 9. Predicciones (5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=0.50$  mm, y comparación con resultados experimentales.

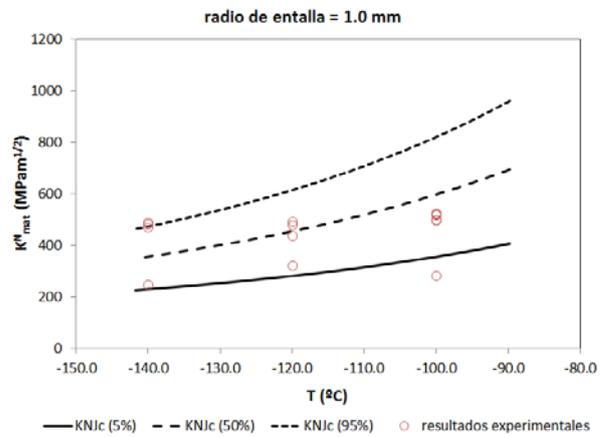


Figura 10. Predicciones (5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=1.0$  mm, y comparación con resultados experimentales.

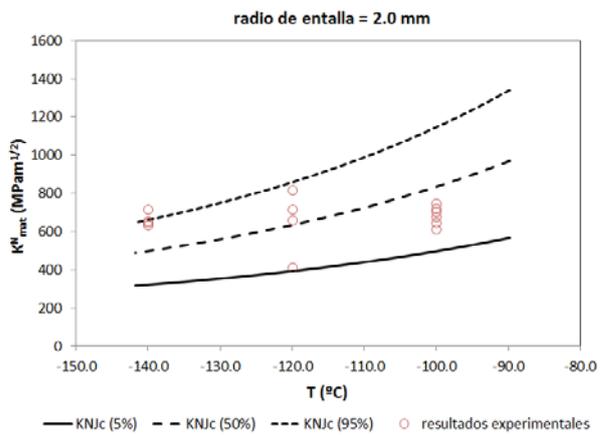


Figura 11. Predicciones (5, 50 y 95 % de probabilidad de fallo) de la CME en probetas con  $\rho=2.0$  mm, y comparación con resultados experimentales.

## 5. CONCLUSIONES

En este trabajo se analiza el efecto entalla en el acero S690Q, y se valida la Curva Maestra de Entallas (CME) para la predicción de la resistencia a fractura de este acero en su Zona de Transición Dúctil-Frágil (ZTDF). La CME se basa en la combinación de la Curva Maestra del material con las correcciones por efecto entalla proporcionadas por la Teoría de las Distancias Críticas. La validación se realiza en el acero S690Q, y se une a las realizadas en [15-17] en los aceros S275JR, S355J2 y S460M. El modelo se ha aplicado a un total de 84 ensayos realizados dentro de la ZTDF del material, comparándose los resultados experimentales con las predicciones del modelo CME. Ésta ha proporcionado buenas predicciones de la tenacidad aparente del acero S690Q.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores de este trabajo desean agradecer al MINECO del Gobierno de España la financiación de los proyectos MAT2010-15721 y MAT2014-58443-P, de cuyos resultados se deriva este artículo.

## REFERENCIAS

- [1] D. Taylor, The Theory of Critical Distances: a New Perspective in Fracture Mechanics, Elsevier, Oxford, UK, 2007.
- [2] D. Taylor, P. Cornetti, N. Pugno, The fracture mechanics of finite crack extension, *Engineering Fracture Mechanics* **72**, 1021-1038, 2005.
- [3] H. Neuber, Theory of notch stresses: principles for exact calculation of strength with reference to structural form and material. Berlin: Springer Verlag, 1958.
- [4] R.E. Peterson, Notch sensitivity, in: *Sines G, Waisman JL, eds. Metal fatigue*. New York, McGraw Hill, pp. 293-306, 1959.
- [5] M. Creager, C. Paris, Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking, *International Journal of Fracture* **3**, 247-252, 1967.
- [6] S. Cicero, V. Madrazo, I.A. Carrascal, Analysis of Notch Effect in PMMA by Using the Theory of Critical Distances, *Engineering Fracture Mechanics* **86**, 56-72, 2012.
- [7] S. Cicero, V. Madrazo, I.A. Carrascal, R. Cicero, Assessment of Notched Structural Components Using Failure Assessment Diagrams and the Theory of Critical Distance, *Engineering Fracture Mechanics* **78**, 2809-2825, 2011.
- [8] 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.
- [9] S. Cicero, F. Gutiérrez-Solana, A.J. Horn, Experimental Analysis of Differences in Mechanical Behaviour of Cracked and Notched Specimens in a Ferritic-Pearlitic Steel: Considerations about the Notch Effect on Structural Integrity, *Engineering Failure Analysis* **16**, 2450-2466, 2009.
- [10] A.J. Horn, A.H. Sherry, Predictions of cleavage fracture from non-sharp defects using the Weibull stress based toughness scaling model, *International Journal of Pressure Vessels and Piping* **87**, 670-680, 2010.
- [11] A.A. Griffith, The Phenomena of Rupture and Flow in Solids. Philosophical, *Transactions of the Royal Society of London, A* **221**, 163-198, 1920.
- [12] K. Wallin, The scatter in  $K_{Ic}$  results, *Engineering Fracture Mechanics* **19**, 1085-1093, 1984.
- [13] ASTM 1921-03, Test Method for the Determination of Reference Temperature  $T_0$  for Ferritic Steels in the Transition Range, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Estados Unidos, 2003.
- [14] D. Ferreño, M. Scibetta, I. Gorrochategui, R. Lacalle, E. van Walle, F. Gutiérrez-Solana, Validation and application of the Master Curve and reconstitution techniques to a Spanish nuclear vessel, *Engineering Fracture Mechanics* **76**, 2495-2511, 2009.
- [15] S. Cicero, T. García, V. Madrazo, I.A. Carrascal, J. Cuervo, Análisis del efecto entalla en la curva de transición dúctil-frágil del acero S355J2, *Anales de Mecánica de la Fractura* **30**, 279-285, 2013.
- [16] S. Cicero, T. García, V. Madrazo, Análisis del efecto entalla en la curva de transición dúctil-frágil del acero S275JR, *Anales de Mecánica de la Fractura* **31**, 347-352, 2014.
- [17] S. Cicero, T. García, V. Madrazo, Análisis del efecto entalla en la curva de transición dúctil-frágil del acero 460M, *Anales de Mecánica de la Fractura* **32**, 557-562, 2015.
- [18] ASTM E 1820-11, Standard Test Method for Measurement of Fracture Toughness, American Society for Testing and Materials, Philadelphia, Estados Unidos, 2011.