

APLICABILIDAD DEL MÉTODO DE NORMALIZACIÓN DE LA CARGA EN LA OBTENCIÓN DE CURVAS J-R EN ACEROS

S. Rivera¹, C. Rodríguez¹, F.J. Belzunce¹, J. Sánchez²

¹ Escuela Politécnica Superior de Ingeniería de Gijón, Universidad de Oviedo, Campus de Viesques, 33203Gijón, España

e-mail: cristina@uniovi.es

Tfno: 985181951. Fax 985182055

² Universidad Nacional de Trujillo, Escuela de Ingeniería, Trujillo, Perú

Resumen. El método de normalización de la carga se utiliza para obtener las curvas J-R de distintos materiales utilizando exclusivamente la curva carga-desplazamiento del punto de carga (DPC), sin necesidad de medir el crecimiento de la grieta en el transcurso del ensayo. El hecho de que no sea necesario medir el crecimiento de la grieta durante el ensayo hace que este método sea especialmente interesante en aquellos casos en los que esta medida es muy complicada o no puede realizarse, como en el caso de los ensayos de impacto o de fractura en plásticos. Sin embargo, también es interesante en el caso de aceros ensayados bajo condiciones estáticas, sobre todo cuando las medidas del crecimiento de la grieta durante el curso del ensayo se obtienen por métodos indirectos (método de la flexibilidad), cuyos resultados, con frecuencia, están sujetos a error, como es el caso de los ensayos sobre probetas tipo SENB. En este trabajo se analiza la aplicabilidad del método de normalización y de diferentes funciones de forma utilizadas en el ajuste de los resultados, comparando las curvas J-R obtenidas, con las determinadas a partir de ensayos normalizados sobre dos tipos distintos de aceros.

PALABRAS CLAVE: Método de normalización de la carga, curvas J-R, aceros estructurales.

Abstract. Load normalization method is normally used in determining J-R curves of different materials through the load versus load line displacement curve without measuring crack growth during the test. Crack growth is sometimes very difficult to get from a test, especially in the case of on impact tests or plastics fracture tests, therefore load normalization method can be very useful. However, this method is very interesting too when static tests are carried out on steels, mainly if crack growth measurements during tests are obtained by means of indirect methods (compliance method). The obtained results have not enough accuracy, for example, in SENB tests. The load normalization method is analysed in this work, and different types of geometry functions are tested. The obtained J-R curves have been compared with those experimentally calculated on two different steels.

KEYWORDS: Load normalization method, J-R curves, structural steels.

1. INTRODUCCIÓN

Uno de los parámetros más utilizados en la caracterización a fractura de materiales con comportamiento elasto-plástico, como son los aceros estructurales, es el valor de la integral J en el punto donde se inicia el crecimiento estable de la grieta, J_{IC} . Para calcular este parámetro es necesario determinar previamente la curva J-R del material para lo que se dispone, básicamente, de dos métodos normalizados [1]: el multiprobeta y el uniprobeta. El primero de ellos es un método de cálculo muy preciso pero presenta el gran inconveniente de su elevado coste, tanto en tiempo requerido para realizar los ensayos como por la gran cantidad de material necesario para obtener la curva, material que en muchas ocasiones, puede excasear. Por otro lado, el método uniprobeta requiere menos ensayos y, por lo tanto, menor tiempo y material para caracterizar la curva, pero precisa de algún método indirecto para obtener la medida de la longitud de la

grieta en el transcurso del ensayo. Aunque existen otros, uno de los métodos indirectos de medida más utilizados es el que se basa en la variación que experimenta la flexibilidad de la probeta conforme crece la grieta en el transcurso del ensayo, denominado *método de la flexibilidad*, y que precisa del uso de un extensómetro tipo COD colocado en la boca de la entalla para que las medidas sean lo más precisas posible. El inconveniente de este método es que al necesitar un equipo de medida externo para calcular el crecimiento de la grieta durante la realización del ensayo, limita su aplicación a determinados tipos de materiales y a determinadas condiciones de ensayo. Así por ejemplo, la utilización de este método en el caso de la mayor parte de los materiales poliméricos o en ensayos a altas velocidades de deformación es prácticamente inviable[2]. Pero incluso en el caso de materiales metálicos, como los aceros, suelen existir problemas en la obtención de la curva J-R utilizando el método de la flexibilidad, especialmente en el caso de

ciertas geometrías de probeta y de materiales de elevada tenacidad [3], siendo conveniente en esos casos utilizar algún método complementario para la correcta construcción de la curva, como el método del tintado progresivo del frente de la grieta [3].

En vista de lo anterior, parece pues necesario, desarrollar algún método adicional que permita obtener la curva J-R de forma sencilla, económica y precisa. Uno de estos posibles métodos es el de normalización de la carga [4], que basándose en el principio de separación de la carga [5], permite obtener las curvas J-R de un determinado material a partir del registro carga-DPC (desplazamiento del punto de carga) de un solo ensayo y sin necesidad de medir el tamaño de la grieta en el curso del mismo. Aunque la aplicabilidad del método en la caracterización de distintos tipos de materiales ya ha sido demostrada [4,5], no existe un acuerdo sobre la forma que adoptan las funciones de separación de la carga -más concretamente de la función que depende del desplazamiento plástico-, ni sobre el modo en el que deben calcularse los parámetros que definen dichas funciones.

2. EL MÉTODO DE NORMALIZACIÓN DE LA CARGA

El método de normalización de la carga se basa en el principio de separación de la carga desarrollado por Ernst et al. [4,5], y demostrado para las geometrías de probeta más comunes por Sharobeam y Landes [6]. Este principio permite expresar la carga en el transcurso de un ensayo como producto de dos funciones totalmente independientes entre sí, una de ellas, $G(a/W)$, dependiente exclusivamente de la geometría de la probeta y la otra del desplazamiento plástico, $H(v_{pl}/W)$:

$$P = G\left(\frac{a}{W}\right) \cdot H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) \tag{1}$$

Donde W es el ancho de la probeta. Cuando la carga se divide entre la función geométrica, $G(a/W)$, se obtiene la carga normalizada, P_N , que es función únicamente del desplazamiento plástico:

$$P_N = \frac{P}{G\left(\frac{a}{W}\right)} = H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) \tag{2}$$

La función G , ha sido calculada para diferentes geometrías de probetas [6], y su expresión para el caso de la probeta para flexión en tres puntos con una simple entalla lateral, SENB, es:

$$G\left(\frac{a}{W}\right) = B_N \cdot W \cdot \left(\frac{b}{W}\right)^{\eta_{pl}} \tag{3}$$

Donde B_N es el espesor neto, b el ligamento resistente y η_{pl} el factor de constricción dependiente de la longitud de la grieta y que para el caso de geometrías SENB y

grietas suficientemente largas ($a/W > 0.3$), toma un valor constante, $\eta_{pl} = 2$.

Una vez conocida la función $G(a/W)$ para una geometría dada, a partir únicamente del registro carga-DPC del ensayo podríamos obtener, si se conoce la expresión de la función $H(v_{pl}/W)$, no sólo los valores de carga y desplazamiento en cualquier punto sino también la longitud de la grieta correspondiente a dicho punto y, por tanto, obtendríamos la curva J-R del material. Sin embargo, la principal divergencia entre autores a la hora de aplicar el método de normalización es la expresión de la función $H(v_{pl}/W)$ que ha ido variando conforme se desarrollaba la aplicación del método.

La primera función aceptada para $H(v_{pl}/W)$ fue una ley potencial con dos parámetros [7,8]:

$$H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) = a \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)^b \tag{4}$$

Los malos resultados obtenidos con la utilización de esta expresión en aceros, facilitó la utilización de una nueva ley potencial de tres parámetros, que combina una ley potencial y una línea recta y que fue desarrollada en base a la forma muchas veces adoptada por las curvas tensión verdadera vs deformación verdadera [8]. La ley potencial de tres parámetros responde a la expresión:

$$H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) = a \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)^b + c \tag{5}$$

No obstante, los materiales que muestran una elevada deformación plástica, no siguen una ley potencial en todo el rango del desplazamiento plástico. Estos materiales siguen una ley potencial en los valores iniciales del desplazamiento plástico pero, posteriormente, para valores elevados del desplazamiento plástico, se ajustan a una línea recta. Una expresión que incorpora esta tendencia es la función LMN, propuesta por Landes y Herrera y que deriva del trabajo de Orange [9]:

$$H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) = \left[\frac{L + M \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)}{N + \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)} \right] \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right) \tag{6}$$

Otra función que sigue dicha tendencia es la propuesta por Joyce [10], que tiene cuatro parámetros y se ajusta a la expresión:

$$H\left(\frac{v_{pl}}{W}\right) = \frac{a + b \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right) + c \cdot \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)^2}{d + \left(\frac{v_{pl}}{W}\right)} \quad (7)$$

Obviamente, todas las expresiones anteriormente citadas, poseen varias constantes que es necesario determinar. Para ello debemos plantear la ecuación (2) en tantos puntos como número de incógnitas posea la función y, obviamente, en dichos puntos es necesario conocer, además de la carga y del desplazamiento plástico la longitud de la grieta. Mientras que la carga y el desplazamiento plástico son conocidos en cualquier punto del ensayo, no ocurre lo mismo con la longitud de la grieta, cuyo valor se conoce únicamente en el punto final del ensayo (el punto inicial proporciona la solución trivial). Así, en principio, únicamente se dispone de datos físicos reales para plantear una única ecuación, siendo necesario, sin embargo, plantear tantas como constantes posea la función H. Es en los puntos elegidos para plantear el resto de ecuaciones donde también discrepan los diferentes autores [10,11].

En el caso de la función de tres parámetros LMN, Landes y Herrera [11] proponen, que junto con el punto final, la ecuación (2) se plantee en un punto, denominado punto de enromamiento forzado, que se supone pertenece a la zona de enromamiento, y para el que la longitud de grieta se calcula aplicando la expresión de la línea de enromamiento propuesta por ASTM [1]:

$$a = a_0 + \frac{J}{2 \cdot \sigma_y} \quad (8)$$

donde σ_y es el valor del límite elástico efectivo. Como se observa en la figura 1, estos autores consideran como zona de enromamiento, la comprendida entre la zona de comportamiento elástico y la carga máxima del ensayo.

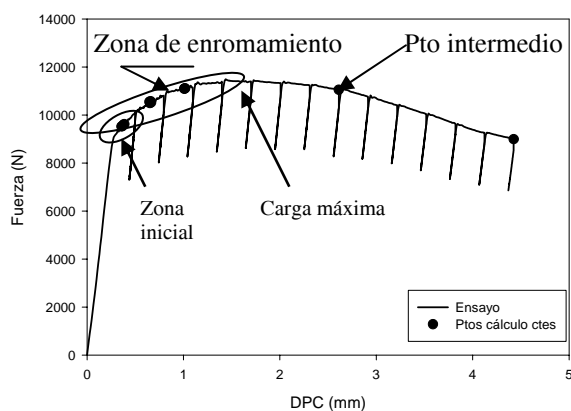


Fig. 1. Zonas de elección de puntos de calibración.

El tercer punto propuesto por Landes y Herrera es un punto intermedio entre los dos anteriores, cuya abscisa en la curva carga normalizada versus desplazamiento

plástico normalizado (P_N vs v_{pl}/W) establecen empíricamente a partir de la observación de que las curvas correspondientes a diferentes aceros [11] se cruzan para un valor $v_{pl}/W = 4.5\alpha\epsilon_0$ (α es el parámetro de la ley de Ramberg-Osgood y $\epsilon_0 = \sigma_0/E$). Normalmente, este valor suele ser muy próximo a 1/3 del desplazamiento total. No obstante, fijada la abscisa, el valor de P_N se establece tras un arduo proceso iterativo de cálculo que concluye cuando se encuentra el mejor ajuste matemático para los parámetros LMN.

Por su parte, para el cálculo de los cuatro parámetros de su función H, Joyce propone tomar varios puntos de la zona de enromamiento junto con el punto final y forzar a la función H a pasar por todos ellos a la vez. En realidad bastarían cuatro puntos para el cálculo de las cuatro constantes, pero según este autor es mejor emplear diez puntos (9 de enromamiento y el final) para obtener un mejor ajuste [10].

Evidentemente, tanto en un caso como en otro, el establecimiento de esos puntos de calibración "ficticios" puede estar sujeto a diversas consideraciones. Por ejemplo, el hecho de extender la zona de enromamiento hasta la carga máxima entra en contradicción con otros autores [12] que afirman que existe crecimiento real de la grieta antes de que se alcance dicho punto. Además, cabe la duda de que sea la ecuación propuesta por ASTM (ecuación 8) para establecer la longitud de la grieta en dicha zona la que describa del modo más correcto el enromamiento [12]. Y que decir del punto intermedio propuesto por Landes y Herrera cuya elección se basa en observaciones empíricas sin ninguna justificación física. Parece más lógico elegir como punto de calibración intermedio un punto en el que realmente se conozca la longitud de la grieta y que haya sido obtenido durante el transcurso del ensayo por algún método de tintado [3]

Con objeto de arrojar luz sobre todas estos problemas, el objetivo de este trabajo es analizar el grado de aplicabilidad de las diferentes funciones H, comparando las curvas R obtenidas con las determinadas experimentalmente. Además se analizará la influencia de la elección de los puntos de calibración en cada uno de los métodos. Todo ello se realizará sobre dos aceros estructurales con diferente tenacidad.

3. MATERIALES UTILIZADOS. CARACTERIZACIÓN EXPERIMENTAL

Los materiales utilizados en este trabajo han sido dos aceros estructurales. Por una parte el metal de aporte (Weld M) de una unión soldada a tope de 20 mm de espesor, que fue caracterizado a temperatura ambiente y por otra, el acero estructural AE460 suministrado en forma de chapa de 30mm de espesor y que fue caracterizado a -15°C para garantizar que su comportamiento a fractura fuese menos tenaz que el primero. Las propiedades mecánicas a tracción de

ambos materiales se muestran en la tabla 1 (n y k son los parámetros de la ley de Hollomon).

Tabla 1. Propiedades mecánicas a tracción

Material	σ_E (MPa)	σ_R (MPa)	n	k
Weld M (T=20°C)	450	530	0.18	920
AE-460 (T=-15°C)	530	690	0.22	1275

La caracterización a fractura de ambos materiales se realizó sobre probetas tipo SENB que fueron ensayadas a temperatura ambiente en el caso del metal de aporte y a -15°C para el AE-460. Para ello se utilizó el método uniprobeta y la longitud de la grieta en el curso del ensayo fue determinada, con la ayuda de un extensómetro tipo COD, a través de la variación experimentada por la flexibilidad. Además, y habida cuenta de las imprecisiones que acarrea este método en la determinación de la longitud de la grieta en ciertas configuraciones de ensayo [3], en el caso de los ensayos realizados a temperatura ambiente (Weld M) las curvas R se han corregido utilizando, además del valor de la longitud de grieta en el punto final de cada ensayo, el correspondiente a un punto intermedio en el que se realizó un tintado del frente de grieta mediante pintura. La figura 2 recoge los valores obtenidos por el método de la flexibilidad así como los corregidos utilizando los valores físicos reales correspondientes a cada probeta ensayada. Una vez realizada la corrección de Δa es necesario hacer la corrección de los valores de J que, en este caso, resultan ser mayores que los obtenidos por el método de la flexibilidad dado que las longitudes de grieta estimadas por dicho método eran menores que las reales.

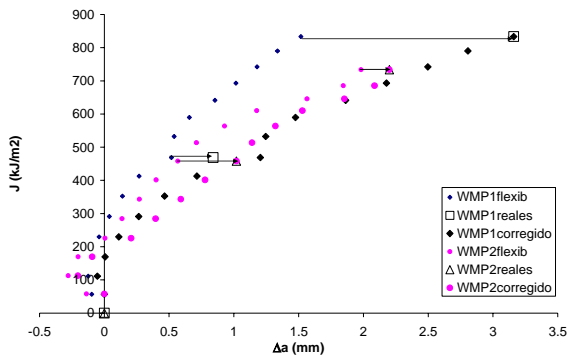


Fig. 2. Curvas J-R experimentales del metal de aporte

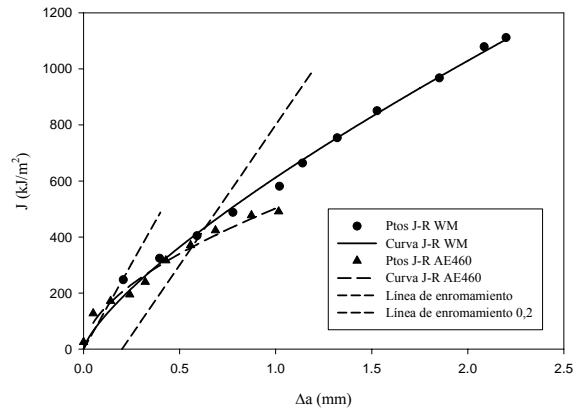


Fig. 3. Curvas J-R de ambos materiales

En el caso de los ensayos realizados a baja temperatura (AE460) no es posible utilizar el método del tintado con pintura [3], por lo que únicamente se dispone de valores reales en el punto final de ensayo, lo que se suplió con la realización de un mayor número de ensayos. La figura 3 muestra, conjuntamente, las curvas J-R medias correspondiente a los dos tipos de acero utilizados. En la figura también se señalan los valores de J_{IC} obtenidos según la propuesta de la norma ASTM E813. Estos valores también se recogen en la tabla 2.

Como puede observarse, la tenacidad del material ensayado a temperatura ambiente es superior a la del caracterizado a -15°C.

4. APLICABILIDAD DEL MÉTODO: RESULTADOS Y DISCUSIÓN

4.1. Función LMN

La figura 4 recoge las curvas J-R obtenidas tanto experimentalmente como aplicando la función LMN en el caso del metal de aporte. Como se puede observar, la función LMN proporciona un buen ajuste, sobre todo del valor de J_{IC} , $J_{IC} L-H$, como se muestra en la tabla 2.

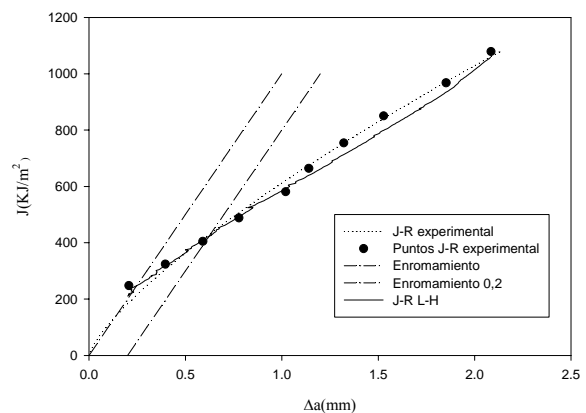


Fig. 4. Curvas J-R del Weld M (método L-H)

Tabla 2. Valores de J_{IC} (kJ/m²) obtenidos por los distintos métodos

Material	J _{IC} exp.	J _{IC} L-H	J _{IC} L-H mod	J _{IC} Joyce	J _{IC} pot en 3 par
WM	438	413	428	424	406
AE460	329	-	334	336	-

Conviene hacer notar, sin embargo, que el proceso computacional propuesto por Landes y Herrera, además de laborioso, presenta el inconveniente de que debe detenerse cuando se obtiene el mejor ajuste matemático en el cálculo de las constantes LMN, lo que no implica que la curva J-R obtenida con dichas constantes sea la que mejor se ajuste al resultado experimental. Por su parte, este método no puede ser aplicado en el caso de materiales como el acero AE460, que ensayado a -15°C no exhibe la suficiente plastificación para que sea posible definir el segundo punto de calibración.

Por esta razón, se propone un nuevo proceso de cálculo de las constantes LMN, ligeramente distinto del propuesto por Landes y Herrera. En este nuevo método se sustituirá el punto ficticio de calibración intermedio por uno real, obtenido mediante tintado del frente de grieta, conservando, no obstante, los puntos correspondientes a la zona de enromamiento. Además se abandonará el procedimiento iterativo de cálculo propuesto por Landes y Herrera [11] por uno simplificado, en el que se tomarán conjuntamente todos los puntos de calibración y se forzará a la función a ajustarse a todos ellos en un único paso.

Con este nuevo método, que denominaremos *L-H modificado*, la correcta elección de los puntos de la zona de enromamiento va a resultar crucial a la hora de encontrar la curva J-R que mejor se ajuste a la experimental. Tras analizar diversas opciones, en este trabajo se ha encontrado que el mejor ajuste se produce tomando unos 5 puntos en la parte inicial de la zona de enromamiento (figura 1) y otros 4 uniformemente distribuidos en el resto de la zona hasta llegar a la carga máxima.

En las figura 5 y 6 se puede observar, para el metal de aporte y para el acero AE460, respectivamente, los ajustes obtenidos con este nuevo método. En el caso del acero AE460 el punto de pintura ha sido sustituido por el punto final del ensayo.

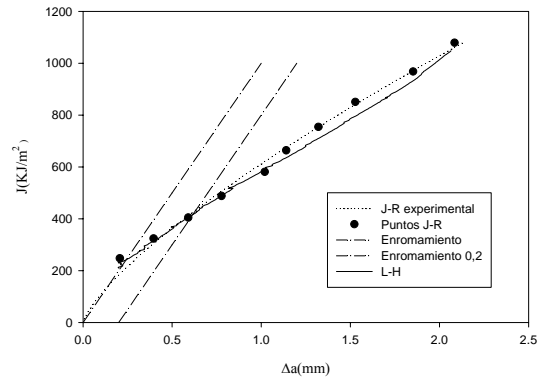


Fig. 5. Curvas J-R para el Weld M obtenidas experimentalmente y con el método *L-H modificado*

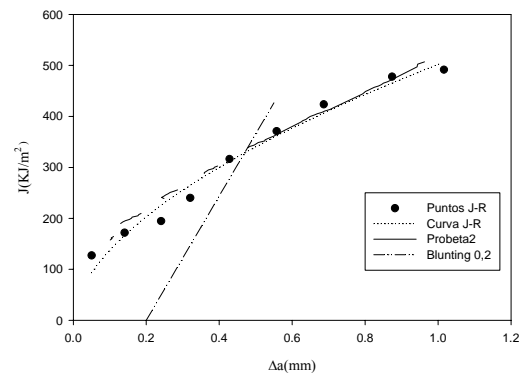


Fig. 6. Curvas J-R para el AE460 obtenidas experimentalmente y con el método *L-H modificado*.

En la tabla 2 puede observarse como los valores de J_{IC} obtenidos por este método (L-H mod.) se ajustan aún mejor a los resultados experimentales.

4.2. Función de cuatro parámetros: Método de Joyce

El ajuste de la curva J-R proporcionado por la función de cuatro parámetros propuesta por Joyce puede observarse en las figuras 7 y 8 para el Weld M y para el acero AE460, respectivamente. Además, el mejor ajuste corresponde a la elección de 6 puntos de enromamiento en la zona inicial y otros 4 uniformemente distribuidos en el resto de la zona hasta la carga máxima (figura 1).

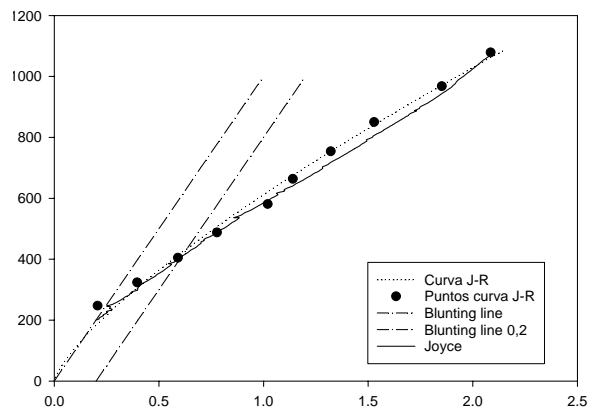


Fig. 7. Curvas J-R para el Weld M. obtenidas experimentalmente y con el método de Joyce

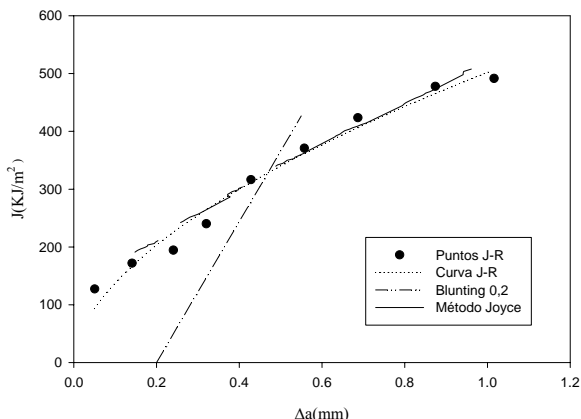


Fig. 8. Curvas J-R para el AE460 obtenidas experimentalmente y con el método de Joyce

Los valores numéricos de J_{IC} , J_{IC} Joyce, recogidos en la tabla 2, muestran los buenos resultados proporcionados por este método, que además no mejoran utilizando, junto con los puntos propuestos por Joyce, el punto real obtenido por tintado.

4.3. Propuestas potenciales

Como puede observarse en la figura 9, la curva J-R obtenida para el Weld M utilizando la ley potencial de dos parámetros presenta un ajuste pésimo con la obtenida experimentalmente. En el caso del acero estructural también se obtienen muy malos ajustes.

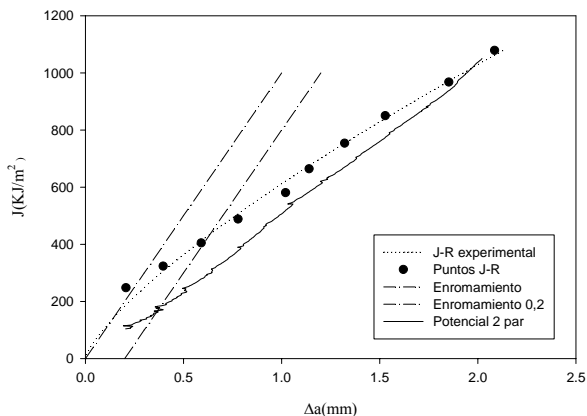


Fig. 9. Curvas J-R del Weld M, tanto experimental como mediante la ley potencial de dos parámetros.

Esto es debido a que la función H no es una potencial en todo el desplazamiento, sino que a partir de un cierto punto del desplazamiento plástico se aproxima mucho a una línea recta. Por este motivo, la ley potencial de tres parámetros (ecuación 5) proporciona mejores ajustes de la curva J-R como se puede observar en la figura 10. No obstante, los valores J_{IC} obtenidos utilizando este tipo de expresión (J_{IC} poten 3 par), siguen siendo los más alejados de los obtenidos experimentalmente (tabla 2).

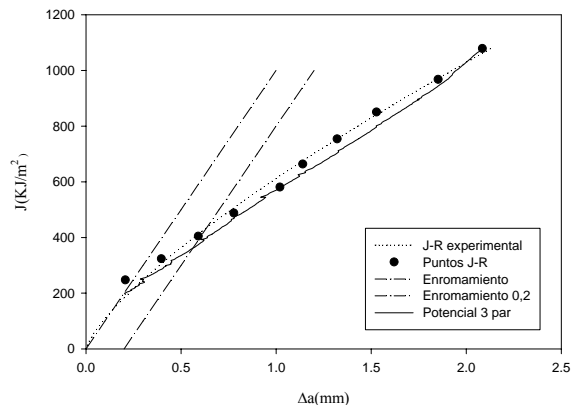


Fig. 10. Curvas J-R del Weld M, tanto experimental como mediante la ley potencial de tres parámetros.

5. CONCLUSIONES

Se ha aplicado con éxito el método de normalización de la carga para la obtención de las curvas J-R de los dos materiales analizados en este estudio, lo que demuestra que el método puede utilizarse en la caracterización a fractura de aceros con grados de deformación plástica muy diferente.

Analizadas las distintas propuestas para la función geométrica, H, la que proporciona mejores resultados junto con el menor tiempo empleado en el cálculo de las constantes, es la función de cuatro parámetros propuesta por Joyce. Las propuestas potenciales, sin embargo, son las que peor ajuste presentan.

La función LMN también proporciona buenos resultados, pero su ajuste mejora si en vez de utilizar un punto intermedio ficticio, se utiliza uno real, que puede ser obtenido a través de algún tipo de tintado. Además los resultados indican que dicho ajuste sigue siendo bueno sin tener que utilizar el método iterativo de ajuste propuesto por Landes y Herrera, sustituyéndolo por un único paso consistente en forzar a la función a ajustarse a 9 puntos de calibración en la zona de enromamiento, junto con el intermedio y el final.

6. REFERENCIAS

- [1] ASTM E 1152 “Standard test method for determining J-R curves”. ASTM standards
- [2] Wainstein J., Frontini P.M., Cassanelli A.N., “J-R curve determination using the load separation parameter Spb method for ductile polymers” Polymer testing, 23 (2004) 591-598.
- [3] Rodríguez C, Tosal L, Betegón C., Belzunce F.J. “Influencia de las variables geométricas características sobre el comportamiento a fractura del acero AE-460”. Anales de Mecánica de la Fractura 16 (1999), 320-325
- [4] Ernst, H.A., Paris, P.C., Rossow, M., and Hutchinson, J.W., “Analysis of load displacement relationship to determine J-R curve and testing

- instability material properties” in *Fracture Mechanics*, ASTM STP 677 (1979) 581-599.
- [5] Sharobeam M.H., Landes J.D., “The separation criterion and methodology in ductile fracture mechanics”, *Int J. of fracture*, 47 (1991) 81-104.
- [6] Sharobeam, M.H., Landes, J.D., and Herrera, R., “Development of eta factors in elastic-plastic fracture testing using a load separation technique” in *Elastic-plastic fracture test methods: The user’s experience (second volume)*, ASTM STP 1114, (1991), 114-132.
- [7] Landes, J.D., and Herrera, R., “A new look at J-R curve analysis”, *International journal of fracture*, 36 (1988), R9-R14.
- [8] Herrera, R. and Landes, J.D., “Direct J-R curve analysis: A guide to the methodology” in *Fracture mechanics: Twenty first symposium*, ASTM STP 1074, (1990), 24-43.
- [9] Orange, T.W., “Methods and models for J-R curve instability calculations” in *fracture mechanics: Twenty-first symposium*, ASTM STP 1074, (1990), 545-559.
- [10] Joyce, J.A., “ Analysis of a high rate round robin based on proposed annexes to ASTM E 1820”, *Journal of testing and evaluation*, pp 329-351.
- [11] Landes, J.D., Zhou, Z., Lee, K. and Herrera, R. “Normalization method for developing J-R curves with the LMN function” *Journal of testing and evaluation*, Vol 19, No. 4, July 1991, pp 305-311.
- [12] Tosal L, Rodríguez C, Belzunce F.J, Betegón C, "A crack tip blunting analysis in the ductile-to-brittle transition of a structural steel" *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures*, 23 (2000), 365-369.