ROTURA POR CLIVAJE DE UN ACERO DE CONSTRUCCION S460 NL

J. M. Flores, A. Valiente y M. Elices

Departamento de Ciencia de Materiales,
Escuela de Ingenieros de Caminos. Universidad Politécnica de Madrid

Resumen. En este trabajo se estudia el efecto de la temperatura y del espesor de chapa sobre la rotura por clivaje debida a fisuras en el acero de construcción S460 NL, un acero de resistencia media y alta tenacidad tipificado por el eurocódigo 3 de diseño de estructuras metálicas. El trabajo es continuación de uno anterior realizado con el acero S460 N, de igual resistencia y tenacidad media, y combina la modelización teórica de la rotura por clivaje con la experimentación mediante ensayos de fractura. Este análisis permite demostrar que la teoría del eslabón más débil corregida con la tenacidad umbral predice la influencia de la temperatura en la rotura por clivaje del acero S460 NL provocada por fisuras, y que esta influencia se ajusta a la establecida empíricamente por la curva patrón de la norma ASTM E1921 y del eurocódigo 3.

Abstract. This work examines the cleavage fracture of a constructional steel from a combined view, theoretical and experimental, regarding the effect of temperature and plate thickness on fracture toughness. The steel is an Eurocode 3 structural steel S460 NL type, and the work extends a previous one on steel S460 N. From the experimental results, it is shown that the weakest link model is able to predict the temperature effect on the cleavage fracture of the steel, and also that the predicted effect is in agreement with the master curve of E1921 ASTM Standard, just adopted by Eurocode 3.

1. INTRODUCCIÓN

Los criterios de integridad estructural están adquiriendo una presencia cada vez mayor en los códigos de cálculo de estructuras. Los métodos clásicos de análisis de tensiones no proporcionan el soporte teórico requerido para ello, y por esta vía la Mecánica de Fractura se está incorporando a la normativa de cálculo de estructuras. El eurocódigo 3 para cálculo y diseño de estructuras metálicas no es ajeno a esta tendencia, y tanto en su versión de euronorma experimental [1], como en el proyecto de euronorma definitiva [2], incluye procedimientos para prevenir la rotura frágil de los aceros de construcción normalizados [3].

Como parte esencial de estos procedimientos, el eurocódigo 3 asigna valores de la tenacidad de fractura a cada tipo de acero en función de la temperatura, espesor y velocidad de deformación. Los criterios adoptados con este propósito en la versión experimental [4] han sido modificados en la elaboración de la versión definitiva; la influencia de la temperatura y el espesor en la tenacidad de fractura se establece con arreglo a las predicciones de la teoría del eslabón más débil para la rotura por clivaje y sus posteriores correcciones empíricas [5, 6], así como a las de la curva patrón para aceros ferríticos [6, 7].

La teoría del eslabón más débil aplicada a la rotura por clivaje de un sólido fisurado conduce a la conclusión de que la tenacidad de fractura no es una constante del material, sino una variable aleatoria cuya distribución probabilística es de tipo Weibull, con un parámetro de forma de valor establecido por la teoría y un parámetro de escala inversamente proporcional a la potencia cuarta del espesor y función indeterminada de la temperatura. Cuando la tenacidad se expresa en términos de un factor de intensidad de tensiones, el valor del parámetro de forma de la distribución de Weibull es cuatro. Sin embargo, estas predicciones no concuerdan con los datos experimentales a menos que se introduzca empíricamente un umbral de tenacidad como tercer parámetro de la distribución, y ésta se transforme en una distribución de Weibull truncada. Para aceros ferríticos, el umbral universalmente admitido son $20\ MPam^{1/2}$ [6, 7, 8].

La curva patrón establece la dependencia entre la temperatura y el parámetro de escala de la distribución de Weibull truncada, complementando los resultados de la teoría corregida del eslabón más débil para la rotura por clivaje de aceros ferríticos. Al igual que la corrección del umbral de tenacidad, carece de base teórica, siendo su validez admitida para dichos aceros en virtud de numerosas confirmaciones experimentales [6, 7, 8]. La curva patrón es en realidad una familia universal de curvas con un grado de libertad que determinan el parámetro de escala de la distribución de Weibull truncada como función de la temperatura. A cada acero le corresponde una curva de la familia a través del valor del parámetro que confiere el grado de libertad. Este valor es una constante del material denominada temperatura de referencia e introducida de manera que adquiera el significado de la temperatura a la cual el parámetro de forma de la dis-

tribución de Weibull tiene un valor dado para un espesor dado (los valores generalmente adoptados son *25 mm* y *100 MPam$^{1/2}$*).

En un reciente trabajo [9], los autores han estudiado la influencia de la temperatura en la rotura por clivaje del acero de construcción S460 N [3], uno de los aceros de alta resistencia y media tenacidad tipificado en el eurocódigo 3. En este trabajo el estudio es extendido al acero también tipificado S460 NL, de alta resistencia y alta tenacidad. En ambos casos se comprueba que el efecto de la temperatura sobre la curva tensión-deformación puede describirse con bastante aproximación mediante un simple cambio de la escala de las tensiones. Con este resultado experimental se demuestra que la teoría del eslabón más débil permite predecir la influencia de la temperatura en la rotura por clivaje.

Los valores obtenidos en los ensayos de tenacidad se emplean para confirmar esta conclusión, realizándose la calibración de la curva patrón (determinación de la temperatura de referencia) de modo directo, mediante el tratamiento estadístico de dichos valores. La calibración del eurocódigo 3 es indirecta, determinándose la temperatura de referencia por correlación con la temperatura de transición de la resiliencia.

2. FUNDAMENTO TEÓRICO

Modelo de Beremin. El modelo del eslabón más débil aplicado a la rotura por clivaje [5] postula que la microestructura del material contiene singularidades, denominadas iniciadores, las cuales se transforman en microfisuras por efecto de la deformación plástica, como primera etapa del proceso de rotura. La segunda y definitiva etapa tiene lugar cuando alguna de ellas se propaga en cadena a través del agregado policristalino que constituye el material. A efectos de esta propagación las microfisuras actúan como fisuras de Griffith sometidas al campo macroscópico de la tensión principal máxima. El tamaño de las más grandes sigue la distribución de máximos Frechet, de manera que la probabilidad de propagación P_p de una de ellas bajo una tensión principal máxima σ_I viene dada por:

$$P_p = \left(\frac{\sigma_I}{s_u}\right)^m \tag{1}$$

donde m y s_u son constantes del material independientes de la temperatura. Admitiendo que los iniciadores se distribuyen aleatoriamente en la microestructura con una densidad media N, y que un iniciador requiere un volumen mínimo de material que no puede compartir con otro iniciador, se puede deducir la probabilidad P_F de que en un volumen V de material plastificado se desencadene la rotura por clivaje, como función del campo de la tensión principal máxima σ_I en dicho volumen:

$$P_F(V) = 1 - e^{-N\int_V P_p dV} = 1 - e^{-Ns_u^{-m}\int_V \sigma_I^m dV} \tag{2}$$

El modelo de Beremin permite predecir la tenacidad de fractura particularizando la ecuación anterior para la zona de proceso de fractura que genera una fisura solicitada en modo I, siempre que dicha zona se encuentre bajo dominio de la integral J. En esas condiciones, el análisis dimensional indica que el campo de la tensión principal máxima está determinado por una función $f(\bullet)$ del tipo:

$$\sigma_I = R_{p0.2} f\left(\frac{rER_{p0.2}}{K^2}, \theta\right) \tag{3}$$

donde el valor de la integral J está expresado en términos de un factor K de intensidad de tensiones, E es el módulo de elasticidad, $R_{p0.2}$ es el límite elástico al 0,2%, y r y θ son coordenadas cilíndricas en un sistema cuyo eje polar y cuyo origen de ángulos coinciden con el frente y con el plano de la fisura, respectivamente.

La función $f(\bullet)$ es única para cada material y difiere de unos a otros a través de las características elastoplásticas adimensionales de cada uno. Ahora bien, en el caso de los aceros, con coeficientes de Poisson que apenas presentan diferencias, dichas características se reducen a la curva tensión-deformación. Por tanto, la función $f(\bullet)$ es la misma para dos aceros cuyas curvas tensión-deformación sean iguales cuando se representen tomando los respectivos límites elásticos como unidad de tensión.

La ecuación (2) puede ser particularizada para la ecuación (3) empleando la función inversa de $f(\bullet)$ en su primer argumento, $f^{-1}(\bullet)$. Llamando x al cociente entre σ_I y $R_{p0.2}$, se tiene:

$$r = \frac{K^2}{ER_{p0.2}} f^{-1}\left(\frac{\sigma_I}{R_{p0.2}}, \theta\right) = \frac{K^2}{ER_{p0.2}} f^{-1}(x, \theta) \tag{4}$$

y sustituyendo en la integral de la ecuación (2) para un espesor B resulta:

$$\begin{aligned}\int_V \sigma_I^m dV &= \int_V \sigma_I^m B r dr d\theta \\ &= R_{p0.2}^{m-2} \frac{K^4}{E^2} B \int_A x^m f^{-1}(x,\theta) \frac{\partial f^{-1}}{\partial x} d\theta dx\end{aligned} \tag{5}$$

donde A es el área que la zona de proceso de fractura ocupa en el plano x–θ. Si se adopta la condición propuesta en la referencia [10] para delimitar dicha zona, $\sigma_I \le 2R_{p0.2}$, el área A es la definida por $x \ge 2$, $-\pi \le \theta \le \pi$, y la ecuación (5) adopta la forma:

$$\begin{aligned}\int_V \sigma_I^m dV &= R_{p0.2}^{m-2} \frac{K^4}{E^2} B \int_{x\ge 2} x^m \left(\int_{-\pi}^{\pi} f^{-1}(x,\theta) \frac{\partial f^{-1}}{\partial x} d\theta\right) dx \\ &= R_{p0.2}^{m-2} \frac{K^4}{E^2} BC\end{aligned} \tag{6}$$

siendo C una constante determinada por la función $f(\bullet)$ y por el exponente m. Con este valor de la integral, la ecuación (2) se transforma en la distribución de Weibull que

predice la probabilidad P_F de que la tenacidad sea menor o igual que K:

$$-ln(1-P_F)=\frac{N}{s_m^u}\int_V \sigma_I^m dV = NCs_u^{-m}R_{p0.2}^{m-2}B\frac{K^4}{E^2} \quad (7)$$

Este resultado teórico debe ser corregido con la incorporación de una tenacidad umbral K_m independiente de la temperatura y del espesor. Si se introduce además un espesor de referencia arbitrario B_0, la distribución de probabilidad resultante puede formularse en términos de una nueva constante R con dimensiones de tensión:

$$-ln(1-P_F)= NCs_u^{-m}R_{p0.2}^{m-2}B\frac{(K-K_m)^4}{E^2} = \frac{B}{B_0}\left(\frac{K-K_m}{K_m}\right)^4\left(\frac{R_{p0.2}}{R}\right)^{m-4} \quad (8)$$

La influencia del espesor en la tenacidad está reflejada explícitamente en la ecuación (8). Por el contrario, la de la temperatura se produce a través del límite elástico $R_{p0.2}$ y de la constante R. Esta última depende de la temperatura del mismo modo que la función $f(\bullet)$, es decir, varía si la temperatura altera la forma de la curva tensión deformación. Cuando esto no ocurre, el efecto de la temperatura sobre la tenacidad tiene lugar exclusivamente a través del límite elástico.

Método de la curva patrón. En el método de la curva patrón para aceros ferríticos [7] se admite que el parámetro de escala de la distribución de Weibull truncada depende de la temperatura T de modo que la distribución adopta la siguiente forma:

$$-ln(1-P_F)=\frac{B}{B_0}\left(\frac{K-K_m}{K_u+K_v e^{c(T-T_0)}}\right)^4 ln2 \quad (9)$$

donde T_0 es la temperatura de referencia del material, y $K_m = 20\ MPam^{1/2}$, $K_u = 10\ MPam^{1/2}$, $K_v = 70\ MPam^{1/2}$, $c = 0{,}019\ (°C)^{-1}$ y $B_0 = 25\ mm$.

Mediante el procedimiento de la referencia [11], la temperatura T_0 puede ser obtenida con los resultados de una serie de ensayos de fractura del mismo acero realizados a distintas temperaturas y con distintos espesores de probeta. El valor de T_0 se halla empleando incluso los datos de los ensayos donde la rotura no se produce por clivaje o no se produce bajo dominio de la integral J. El valor de J que agota el dominio o, en su caso, el de iniciación del desgarramiento dúctil, se utilizan como datos aleatorios censurados a fin de determinar T_0 por el método de máxima verosimilitud. Para una serie de n valores K_i de tenacidad, medidos respectivamente a las temperaturas T_i con probetas de espesor B_i, el valor de T_0 se obtiene de la ecuación [12]:

$$\sum_{i=1}^{i=n}\frac{\delta_i e^{c(T_i-T_0)}}{K_u+K_v e^{c(T_i-T_0)}}=\sum_{i=1}^{i=n}\frac{\hat{K}_i^4 e^{c(T_i-T_0)}}{\left(K_u+K_v e^{c(T_i-T_0)}\right)^5} \quad (10)$$

donde $\hat{K}_i=(K_i-K_m)\left(\frac{B_i}{B_0}\right)^{\frac{1}{4}}$ (11)

y δ_i es igual a 1 para los datos no censurados y 0 para los censurados.

3. RESULTADOS EXPERIMENTALES

El acero S460 NL estudiado en esta investigación fue suministrado en chapas laminadas en caliente de 30, 50 y 80 mm de espesor. Las tres chapas fueron sometidas a ensayos de tracción y de fractura a –100°C, –60°C, –30°C, 20°C y 50°C. Para los ensayos de tracción se extrajeron probetas cilíndricas orientadas en la dirección de laminación y centradas en el plano medio de la chapa. Se efectuaron dos ensayos de cada chapa a cada temperatura.

Los ensayos de tenacidad se realizaron con probetas compactas normalizadas, preagrietadas por fatiga hasta reducir el ligamento resistente al 40% del canto útil, y provistas de entallas laterales. El espesor de probeta empleado fue de 30 mm para la chapa de 30 mm de espesor (12 ensayos realizados), de 45 mm para la chapa de 50 (11 ensayos realizados), y de 75 mm para la chapa de 80 (7 ensayos realizados), si bien en este último caso se ensayaron también probetas de 30 mm de espesor (7 ensayos realizados) y de 45 mm de espesor (7 ensayos realizados). Todas las probetas compactas se extrajeron de la chapa haciendo coincidir la dirección de carga con la de laminación, así como los respectivos planos medios. La metodología seguida en la ejecución de los ensayos fue la de la referencia [8]

Los resultados de los ensayos de tracción se han resumido en la Tabla 1 y en la Figura 1. La Tabla 1 recoge la variación del límite elástico con la temperatura para las tres chapas ensayadas, expresada mediante la ecuación de la recta de regresión lineal obtenida de los datos.

Tabla 1.- Límite elástico del acero en función de la temperatura.

Espesor de chapa	Límite elástico $R_{p0.2}$ (T en °C) $\quad \overline{R}_{p0.2}=460\ MPa$
30 mm	$R_{p0.2}=\overline{R}_{p0.2}(1{,}09-16{,}13\times10^{-4}T)$
50 mm	$R_{p0.2}=\overline{R}_{p0.2}(1{,}05-15{,}74\times10^{-4}T)$
80 mm	$R_{p0.2}=\overline{R}_{p0.2}(0{,}95-13{,}71\times10^{-4}T)$

La Figura 1 muestra el efecto de la temperatura sobre las constantes que determinan la forma de la curva tensión-deformación cuando el límite elástico convencional $R_{p0.2}$ se adopta como unidad de tensión: el exponente de endurecimiento por deformación n, y los cocientes $E/R_{p0.2}$ (E módulo de elasticidad), $R_m/R_{p0.2}$ (R_m resistencia a tracción) y $\sigma_0/R_{p0.2}$ (σ_0 constante tensional de la ley de Ram-

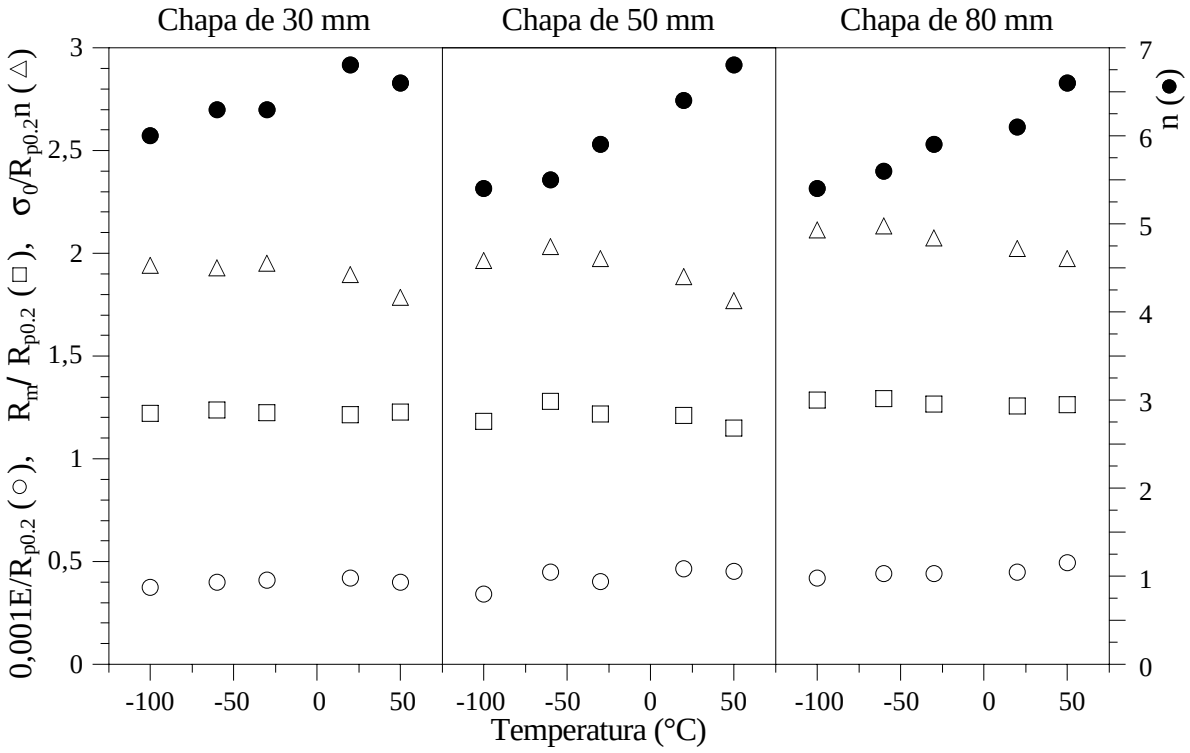


Fig. 1.– Efecto de la temperatura sobre la curva tensión deformación para las chapas de acero S460 NL.

berg–Osgood: $\sigma = \sigma_0 \varepsilon^{1/n}$).

Las diferencias producidas por la temperatura son pequeñas (para dos terceras partes de los valores la desviación respecto al valor medio de la serie es inferior al 5% y tan sólo en un caso llega al 20%), y no parecen seguir una tendencia monótona, exceptuando el caso del exponente de endurecimiento por deformación. Por tanto, en primera aproximación, las tres chapas del acero estudiado satisfacen las condiciones previamente establecidas para que la temperatura influya en la tenacidad únicamente a través del límite elástico.

Los resultados de los ensayos de tenacidad están representados gráficamente en la Figura 2, donde se indican los valores censurados y no censurados obtenidos con cada chapa, así como la temperatura T_0 de la ecuación (9), determinada resolviendo la ecuación (10).

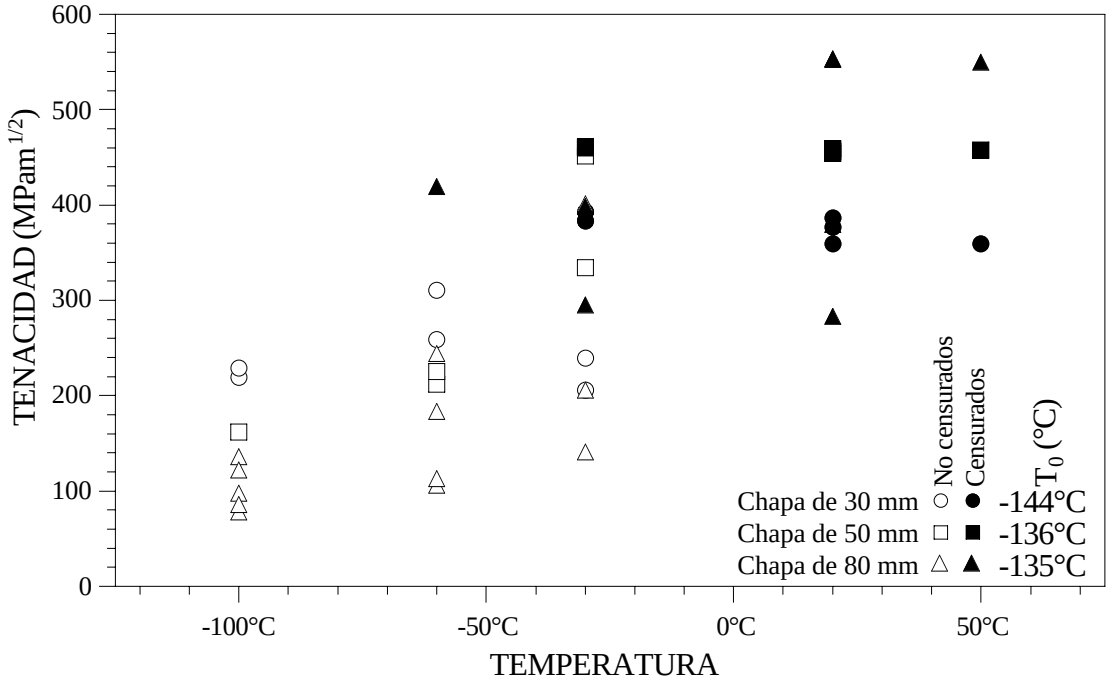


Fig. 2.– Efecto de la temperatura y el espesor sobre la tenacidad para las chapas de acero S460 NL ensayadas.

Los valores de tenacidad de la chapa de 80 mm medidos en las probetas de 30 y 50 mm de espesor se han normalizado a 75 mm mediante la condición de equivalencia basada en las ecuaciones (8) y (9):

$$(K-K_m)^4 B=(K'-K_m)^4 B' \qquad (12)$$

donde K es la tenacidad medida en una probeta de espesor B, y K' es la tenacidad equivalente en una probeta de espesor B'.

4. ANÁLISIS DE RESULTADOS

La identificación de las ecuaciones (8) y (9), teniendo en cuenta los valores de las constantes que figuran en esta última, conduce a la igualdad:

$$R_{p0.2} = R\left(\frac{K_m(ln2)^{0,25}}{K_u+K_v e^{c(T-T_0)}}\right)^{\frac{4}{m-4}} = R\left(\frac{2(ln2)^{0,25}}{1+7e^{c(T-T_0)}}\right)^{\frac{4}{m-4}} \qquad (13)$$

donde la constante R depende de la temperatura a menos que ésta no afecte a la forma de la curva tensión –deformación. Como quiera que esto no ocurre con ninguna de las tres chapas de acero S460 NL ensayadas, para cada una de ellas deben existir sendos valores de las constantes R y m tales que el segundo miembro de la ecuación (13) se transforme en la correspondiente relación lineal de la Tabla 1 al ser particularizado para el valor de la temperatura T_0 dado en la Figura 2. Efectivamente así sucede, como pone de manifiesto la Figura 3. Las dos funciones igualadas por la ecuación (13) se han representado gráficamente en esta figura para los valores de m y R que en ella aparecen, y como puede verse coinciden casi con plena exactitud.

Una coincidencia similar se obtuvo con las tres chapas de acero S460 N estudiadas anteriormente [9], pero el intervalo de temperaturas y de espesores de chapa abarcado en ese caso fue menor (de –30°C a 50°C y de 15 a 50 mm). Las temperaturas T_0 obtenidas para el acero S460 N (entre –77°C y –52°C) fueron sensiblemente mayores que las obtenidas en este trabajo para el acero S460 NL. Este resultado es consistente con la diferencia esencial entre ambos aceros (el primero es de tenacidad media y el segundo de tenacidad alta) y con el significado de dicha temperatura (tanto más baja cuanto más tenaz sea el acero).

5. CONCLUSIONES

Como ya ocurriera con el acero de construcción de tenacidad media S460 N, los ensayos de tracción y de tenacidad realizados con el acero de igual resistencia y alta tenacidad S460 NL demuestran que para estos aceros el modelo de Beremin basado en la teoría del eslabón más débil y corregido mediante la tenacidad umbral es suficiente para predecir el efecto de la temperatura en la rotura por clivaje debida a fisuras, y que este efecto coin-

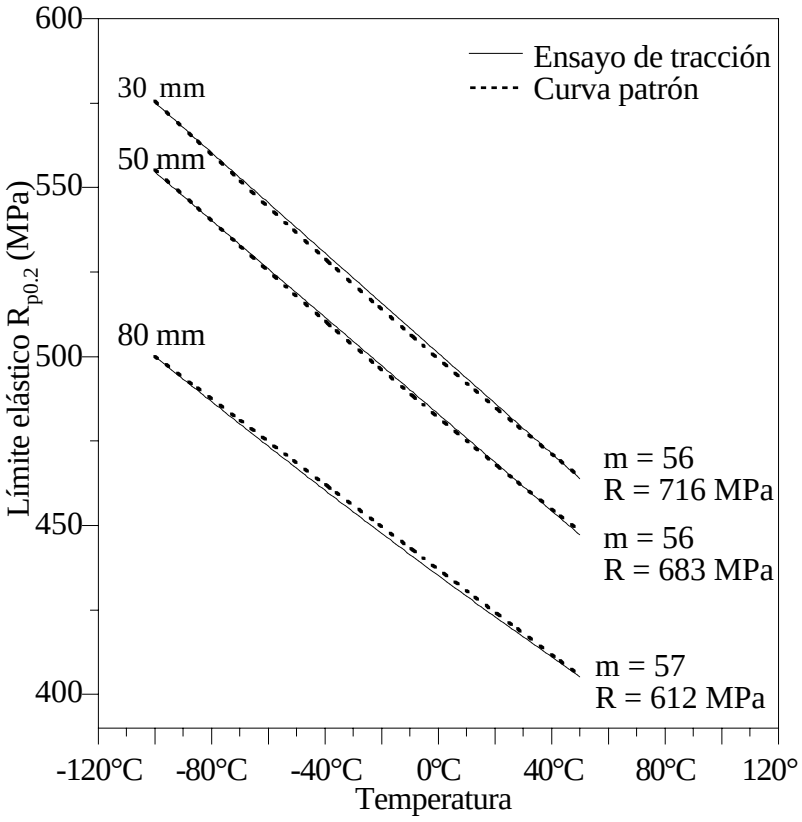


Fig. 3.- Variación del límite elástico con la temperatura según los ensayos de tracción y de tenacidad.

cide con el que establece la curva patrón.

La determinación de la temperatura de referencia de la curva patrón permite encontrar por ajuste el exponente *m* del modelo del Beremin, simplificando considerablemente la calibración de este modelo para su aplicación a la rotura por clivaje no producida por fisuras.

La coincidencia entre las predicciones teóricas del modelo de Beremin para el acero estudiado y las empíricas de la curva patrón, puesta de manifiesto por los resultados teóricos y experimentales de este trabajo, respalda la validez del método de la curva patrón.

AGRADECIMIENTOS

Los autores desean expresar su agradecimiento por la financiación recibida al Ministerio de Ciencia y Tecnología (Proyecto MAT99-0921) y a la Comunidad de Madrid (Beca doctoral de José M. Flores). Asimismo agradecen la ayuda prestada en el suministro del acero por parte del fabricante DILLINGER-HÜTTE y de su distribuidor en España SOLAC.

REFERENCIAS

[1] Comité Europeo de Normalización (CEN), 'European Prestandard ENV 1993-1-1/A1: Eurocode 3: Design of Steel Structures' Comité Europeo de Normalización, Bruselas (1994).

[2] Comité Europeo de Normalización (CEN), 'European Prestandard EN 1993-1-10: Eurocode 3: Design of Steel Structures (Borrador)' Comité Europeo de Normalización, Bruselas (2002).

[3] Comité Europeo de Normalización (CEN), 'Norma Europea EN 10113: Productos laminados en caliente para construcciones metálicas' Comité Europeo de Normalización, Bruselas (1993).

[4] Brozzetti, J., Sedlacek, G. y Hensen, W., 'Fondements des règles de l'Eurocode 3 en vue de se garantir du risque de rupture fragile' Construction Metallique, **1**, 15-28 (1991).

[5] Beremin, F. M., 'A local Criterion for Cleavage Fracture of a Nuclear Pressure Vessel Steel' Metallurgical Transactions, **14A**, 2277-2287 (1983).

[6] Wallin, K., 'The Scatter in K_{Ic}-Results' Engineering Fracture Mechanics, **19**, 1085-1093 (1984).

[7] Norma ASTM E1921-97, 'Determination of Reference Temperature for Ferritic Steels in the Transition Range' American Society of Testing and Materials, Philadelphia (1998).

[8] Schwalbe, K. H., Neale, B. K., y Heerens, J., 'The GKSS test procedure for determining the fracture behaviour of materials: EFAM GTP 94' GKSS-Forschungszentrum, Geesthacht (1994).

[9] Flores, J. M., Valiente, A. y Elices, M. 'Cleavage Fracture of an Eurocode 3 Structural Steel S460N Type' en Fracture Mechanics beyond 2000, 557-566, EMAS, Londres (2002).

[10] Ruggieri, C. and Dodds, R. H., 'A transferability model for brittle fracture including constraint and ductile tearing effects: a probailistic approach' International Journal of Fracture,**79**, 309–340 (1996).

[11] Moskovic, R., 'Statistical Analysis of Censored Fracture Toughness Data in the Ductile to Brittle Transition Temperature Region' Engineering Fracture Mechanics, **44**, 21-41 (1993).

[12] Wallin, K., 'Validity of Small Specimen Fracture Toughness Estimates Neglecting Constraint Corrections' in Constraints Effects in Fracture: Theory and Applications, ASTM STP 1244, 519-537, ASTM, Philadelphia (1994).