

## CRITERIOS DE FRACTURA PARA ALAMBRES FISURADOS DE ACERO PERLÍTICO CON GRADO DE TREFILADO VARIABLE

M. Toledano y J. Toribio

Departamento de Construcción y Agronomía, Universidad de Salamanca  
Escuela Politécnica Superior, Campus Viriato, Avda. Requejo 33, 49022 Zamora

**Resumen.** En este artículo se propone un criterio de fractura para alambres fisurados de acero perlítico con distinto límite elástico producido por trefilado progresivo. Se adopta la forma semi-elíptica como modelo geométrico de fisura, pues resulta muy adecuada para modelizar los defectos superficiales producidos por los diversos mecanismos de fisuración subcrítica: fatiga mecánica, corrosión bajo tensión, fragilización por hidrógeno o corrosión-fatiga. Se analizan dos criterios de fractura con diferente significado: uno *global* (energético) basado en la tasa de liberación de energía  $G$ , y otro *local* (tensional) basado en el factor de intensidad de tensiones  $K_I$ . Las ventajas y desventajas de ambos criterios se analizan en el presente artículo a partir de numerosos resultados experimentales de ensayos de fractura sobre alambres fisurados de aceros de alta resistencia con distinto límite elástico y distinto grado de anisotropía resistente.

**Abstract.** In this paper a fracture criterion is proposed for cracked cylindrical samples of high-strength prestressing steels of different yield strength produced by progressive cold drawing. The surface crack is assumed to be semi-elliptical, a geometry very adequate to model sharp defects produced by any subcritical mechanism of cracking: mechanical fatigue, stress-corrosion cracking, hydrogen embrittlement or corrosion fatigue. Two fracture criteria with different meaning are considered: a *global* (energetic) criterion based on the energy release rate  $G$  and a *local* (stress) criterion based on the stress intensity factor  $K_I$ . The advantages and disadvantages of both criteria are discussed in this paper on the basis of many experimental results of fracture tests on cracked wires of high-strength steels of different yield strength and with different degree of strength anisotropy.

### 1. INTRODUCCIÓN

En el marco de los análisis de tolerancia al daño en ingeniería estructural, un problema clave es la formulación de un criterio de fractura útil para el diseño ingenieril frente al fenómeno de fallo catastrófico. Esto es particularmente importante en el caso de miembros de acero de alta resistencia en forma de barras, alambres, tirantes, tendones y cables (e.g., alambres de acero de alta resistencia para hormigón armado y pretensado) que se encuentran sometidos a cargas axiales muy elevadas y frecuentemente trabajan en ambientes agresivos, por lo que pueden sufrir los fenómenos de fatiga, corrosión bajo tensión o corrosión-fatiga, incrementándose de este modo el riesgo de fallo catastrófico y reduciendo su vida en servicio [1], lo que constituye un problema real en las tres fases de diseño, construcción y mantenimiento de estructuras de ingeniería.

Este artículo trata de encontrar el criterio de fractura más adecuado para alambres fisurados de acero de alta resistencia. Aunque esta cuestión ha sido objeto de estudios científicos en el pasado [2,3], el problema dista mucho de ser entendido en su totalidad, especialmente cuando –como ocurre muy frecuentemente– el proceso de fractura no es totalmente frágil, sino que pone en juego diversos mecanismos de propagación dúctil de fisura, asociados con un micromecanismo de coalescencia de microhuecos. El trabajo que se presenta aquí incluye un amplio programa experimental, con ensayos de fractura sobre alambres fisurados de aceros con distinto grado de trefilado, lo que permite tener en cuenta los efectos del endurecimiento por deformación –representado por el límite elástico de cada uno de los aceros involucrados en el estudio– y del nivel de anisotropía obtenido como consecuencia de la orientación microestructural producida por el trefilado.

## 2. PLANTEAMIENTO DEL PROBLEMA

### 2.1. Factor de intensidad de tensiones (FIT) $K_I$

Un requisito previo es el conocimiento del factor de intensidad de tensiones (FIT)  $K_I$  para la geometría y tipo de sollicitación considerados: un cilindro sometido a tracción con una fisura superficial (que se supone con forma semi-elíptica) perpendicular a la dirección axial de tracción, es decir, solicitada en modo I, como se muestra en la Fig. 1. El factor de intensidad de tensiones es función de la profundidad de fisura, el factor de forma y la posición sobre el frente de fisura, es decir:

$$K_I = K_I(a/D, a/b, s) \quad (1)$$

donde  $a$  es la profundidad de fisura (eje menor de la elipse),  $b$  el eje mayor,  $D$  el diámetro del alambre y  $s$  la coordenada curvilínea que señala el punto específico sobre el frente de fisura.

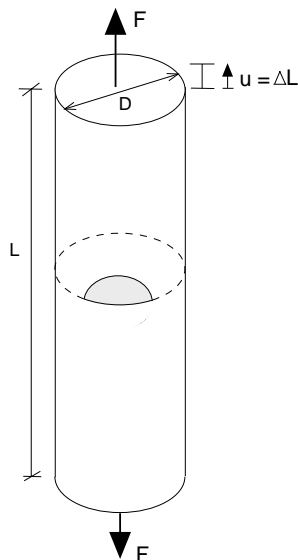


Fig. 1. Geometría de la barra fisurada.

Puede definirse un factor de intensidad de tensiones adimensional  $Y$  mediante:

$$Y = K_I / \sigma \sqrt{\pi a} \quad (2)$$

siendo  $\sigma$  la tensión axial remota sobre la sección transversal de la barra (distribución uniforme de tensión):

$$\sigma = 4F/\pi D^2 \quad (3)$$

donde  $F$  es la carga de tracción sobre el cilindro.

Un punto clave es la variación de  $K_I$  a lo largo del frente de fisura. Para las fisuras semi-elípticas obtenidas en el programa experimental (ver sección siguiente), el factor de forma fue  $a/b < 1$  en todos los casos y así el máximo factor de intensidad de tensiones se alcanza siempre en el centro de la fisura, de acuerdo con los resultados

numéricos de Astiz [4]. En cuanto al estado tenso-deformacional en las proximidades del borde de la fisura, la hipótesis de deformación plana en el entorno del frente de fisura se ha justificado desde los puntos de vista teórico [5] y numérico [2].

### 2.2. Criterio de fractura

El criterio de fractura será el basado en el factor de intensidad de tensiones, es decir,  $K_I = K_{IC}$ . Se emplearán dos formulaciones, una *global* (energética) y la otra *local* (tensional). Los dos criterios se han propuesto con anterioridad para el caso del alambre fisurado, aunque no se ha obtenido ninguna conclusión definitiva acerca de cuál es el mejor para dicha situación.

En primer lugar, puede formularse un criterio *global* [1,2,6] sobre la base de consideraciones energéticas. De acuerdo con dicho criterio, la fractura tendrá lugar cuando la tasa de liberación de energía alcance un valor crítico. Este criterio es uniparamétrico, puesto que dicha tasa de liberación de energía, para la geometría y modo de carga considerados, depende únicamente de la profundidad de fisura  $a$ . De este modo, el valor medio de la tasa de liberación de energía  $G^*$  a lo largo del frente de fisura puede calcularse del modo siguiente:

$$G^* = \frac{1}{2s} \int_{-s}^{+s} \frac{K_I^2}{E'} ds \quad (4)$$

donde  $E'$  es el módulo de Young generalizado, es decir,  $E' = E$  en tensión plana (superficie de la barra) y  $E' = E/(1-\nu^2)$  en deformación plana (centro de la fisura). Otra posibilidad es evaluar la flexibilidad de la probeta y calcular la tasa de liberación de energía –y por tanto el factor de intensidad de tensiones– a partir de ella. Este método fue usado por Valiente [6], quien obtuvo la siguiente expresión del factor de intensidad de tensiones:

$$K_I^* = Y^*(a/D) \sigma \sqrt{\pi a} \quad (5)$$

donde  $\sigma$  es la tensión axial remota,  $a$  la longitud de fisura e  $Y^*(a/D)$  una función adimensional dada por:

$$Y^*(a/D) = [0.473 - 3.286(a/D) + 14.797(a/D)^2]^{1/2} [(a/D) - (a/D)^2]^{-1/4} \quad (6)$$

De los resultados obtenidos por Valiente [6] utilizando alambres fisurados de diferentes materiales puede concluirse que un criterio de fractura de tipo global parece más adecuado para los procesos de fractura con cierto grado de plasticidad, es decir, para aquellos casos en que el material no es puramente frágil y el proceso microscópico de fractura se desarrolla por coalescencia de micro-huecos (CMH).

En segundo lugar, se considera un criterio de fractura local [3]. Este criterio ha sido formulado en forma rigurosa por Bui y Dang Van [7], en la forma siguiente:

$$\text{Sup}_\Gamma K_I(s) = K_{IC} \quad (7)$$

donde  $\Gamma$  es el dominio, es decir, la línea de la fisura.

Para aplicar este criterio de fractura local se requiere una solución de  $K$  biparamétrica (dependiendo no sólo de la profundidad de fisura sino también de su factor de forma) en cualquier punto de la fisura. Dicha solución fue obtenida por Astiz [4] mediante elementos finitos y el método de la rigidez diferencial basado en la extensión virtual de fisura, para obtener así el factor de intensidad de tensiones en cualquier punto del frente de la fisura, y en particular en su centro (es decir, en  $s = 0$  donde se obtiene el máximo para  $a/b < 1$ ):

$$K_I^{**} = Y^{**} (a/D, a/b) \sigma \sqrt{\pi a} \quad (8)$$

En este caso el factor de intensidad de tensiones adimensional viene dado en [4].

Este criterio ha sido aplicado con éxito a la fractura de alambres fisurados de acero de armar a muy baja temperatura, de forma que el comportamiento del material es elástico-lineal hasta rotura [3].

### 3. PROGRAMA EXPERIMENTAL

#### 3.1. Procedimiento experimental

En este trabajo se utilizaron aceros perlíticos de alta resistencia con distinto grado de trefilado, obtenidos de diferentes estadios del proceso de fabricación de acero de pretensado comercial, desde el alambroón laminado en caliente (no trefilado en absoluto) hasta el acero de pretensado comercial fuertemente trefilado. La Tabla 1 ofrece la nomenclatura, la reducción de diámetro y las propiedades mecánicas de los distintos aceros estudiados, cuyo nombre incluye un dígito que indica el número de pasos de refilado que a los que ha sido sometido, observándose el claro efecto beneficioso del proceso de trefilado progresivo sobre las propiedades mecánicas, en particular límite elástico y tensión de rotura.

Tabla 1. Nomenclatura, reducción de diámetro y propiedades mecánicas de los aceros.

Acero	A0	A1	A2	A3	A4	A5	A6
$D_i$ (mm)	12.00	10.80	9.75	8.90	8.15	7.50	7.00
$D_i/D_0$	1	0.90	0.81	0.74	0.68	0.62	0.58
$E$ (GPa)	197.4	201.4	203.5	197.3	196.7	202.4	198.8
$\sigma_Y$ (GPa)	0.686	1.100	1.157	1.212	1.239	1.271	1.506
$\sigma_R$ (GPa)	1.175	1.294	1.347	1.509	1.521	1.526	1.762
$P$ (GPa)	1.98	2.26	2.33	2.49	2.50	2.74	2.34
$n$	5.89	8.61	8.70	8.45	8.69	7.98	11.49

$E$ : Mód. Young;  $\sigma_Y$ : límite elástico;  $\sigma_R$ : tensión rotura;  
 $P, n$ : parámetros de Ramberg-Osgood:  $\epsilon = \sigma/E + (\sigma/P)^n$ .

En la Fig. 1 se representan las curvas tensión-deformación de los siete aceros estudiados, observándose gráficamente las consecuencias del proceso de fabricación mediante trefilado progresivo en el comportamiento elastoplástico de los materiales estudiados.

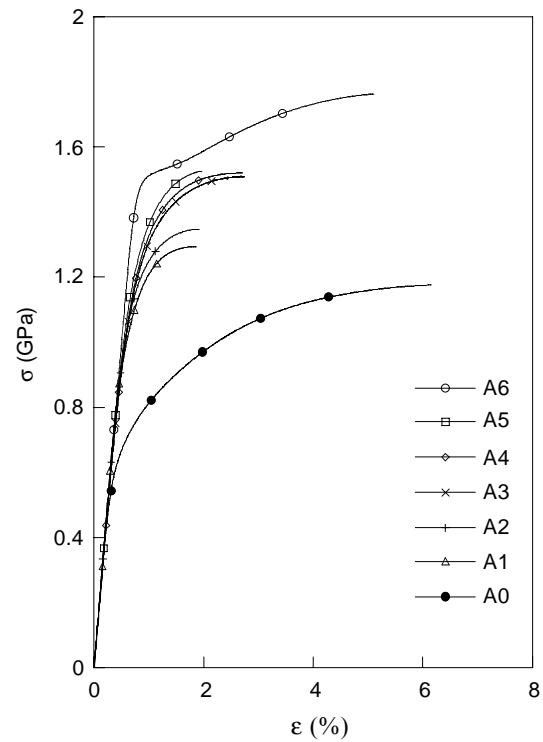


Fig. 2. Curvas tensión-deformación de los aceros.

A partir de los distintos alambres se prepararon muestras cilíndricas de 30 cm. Dichas probetas fueron sometidas a prefisuración mediante fatiga axial con el fin de producir una fisura macroscópica. El programa de prefisuración por fatiga fue diseñado en escalones progresivamente decrecientes, de forma que el máximo factor de intensidad de tensiones en la última fase de fisuración nunca excedió el 60% del factor de intensidad de tensiones crítico alcanzado en el instante de fractura, condición que fue verificada al final de cada ensayo de fractura para rechazar aquellas muestras fisuradas a cargas superiores a dicho valor límite.

Tras la prefisuración por fatiga, las muestras prefisuradas fueron sometidas a carga monótona creciente hasta rotura, con una velocidad de desplazamiento de la cruceta de la máquina de ensayo de unos 3 mm/min. La carga aplicada sobre la muestra y el desplazamiento relativo de dos puntos situados simétricamente con respecto al plano de la fisura fueron registrados continuamente durante el ensayo, la primera por medio de la célula de carga de la máquina y el segundo mediante un extensómetro (con una base de medida de 12,5 mm) situado frente a la fisura (en la zona de máxima abertura de la misma), de modo que se obtuvo en cada ensayo el registro completo carga-desplazamiento hasta el instante final de rotura de la probeta.

### 3.2. Resultados experimentales

El resultado experimental más importante tras los ensayos de fractura sobre alambres fisurados de aceros con grado de trefilado variable es el que se muestra en la Fig. 3. Mientras el comportamiento en fractura de los aceros débilmente trefilados (A0-A3) fue isotrópico o cuasi-isotrópico, en los aceros fuertemente trefilados (A4-A6) el comportamiento fue claramente anisótropo, con deflexión de fisura y un escalón de propagación orientado a  $90^\circ$  con respecto a la dirección de propagación inicial por fatiga en modo I. Este escalón a  $90^\circ$  resulta así paralelo o cuasi-paralelo a la dirección de trefilado (eje del alambre), como consecuencia de la marcada orientación microestructural inducida en el material por el proceso de trefilado progresivo [8].

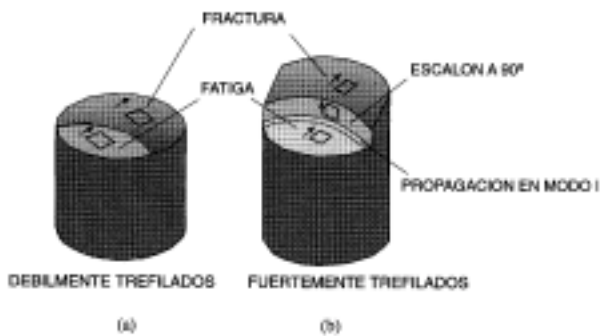


Fig. 3. Modos de fractura en función del grado de trefilado de los alambres: (a) aceros débilmente trefilados A0-A3; (b) aceros fuertemente trefilados A4-A6.

A nivel microscópico [9], mientras en el alambraón no trefilado la rotura se produce por clivaje (C) a partir de la fisura de fatiga, en los primeros estadios de trefilado aparecen algunas zonas de fractura por coalescencia de microhuecos (CMH) y a continuación C, aumentando la proporción de fracturas tipo CMH con el grado de trefilado. En la Fig. 4 se muestra el modo microscópico de fractura de un acero A1 (débilmente trefilado), observándose fractura predominante por clivaje orientado en la dirección de propagación (vertical ascendente) con algunas zonas aisladas de fractura por CMH.

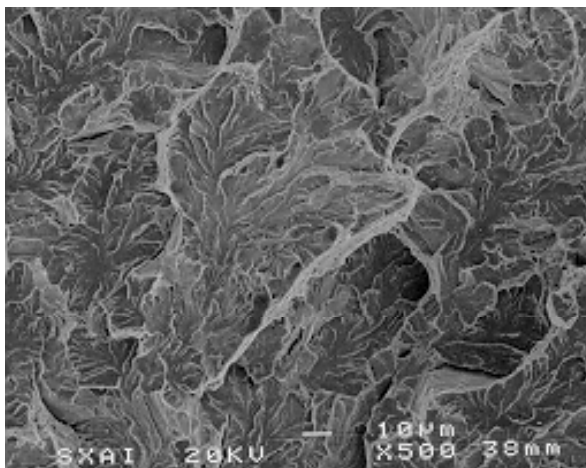


Fig. 4. Fractografía del acero A1.

Los aceros fuertemente trefilados (cf. [9]), tras la propagación por CMH en modo I, exhiben un escalón a unos  $90^\circ$  y finalmente propagación mixta con C y CMH, más abundante el segundo, como muestra la Fig. 5 para el acero A5, tras el escalón de propagación.

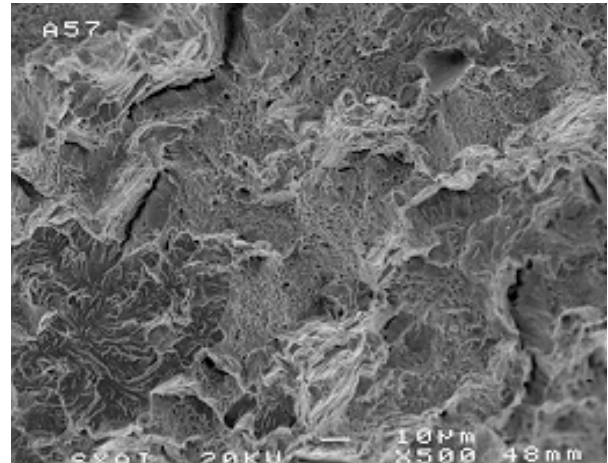


Fig. 5. Fractografía del acero A5.

La Fig. 6 muestra el escalón de propagación en el acero con mayor grado de trefilado (A6), observándose un aspecto fibroso a consecuencia de la microestructura orientada del acero [8].

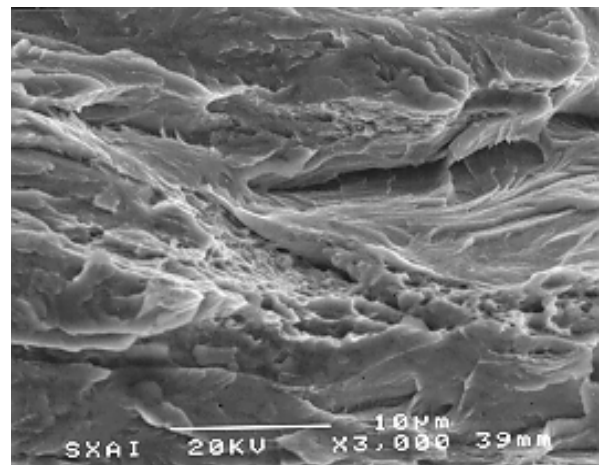


Fig. 6. Escalón de propagación en al acero A6.

Así pues, el análisis fractográfico muestra que los micromecanismos de fractura dependen del grado de trefilado, variando desde fractura por clivaje (*frágil*) predominante en los aceros débilmente trefilados hasta fractura por CMH (*dúctil*) predominante en los aceros fuertemente trefilados.

Los registros carga-desplazamiento durante los ensayos de fractura no mostraron descenso alguno en carga, y esto sucedió para *todos* los grados de trefilado. La apariencia de las curvas carga-desplazamiento resultó

dependiente del nivel de endurecimiento por deformación en los aceros, con una evolución general desde el registro lineal en aceros débilmente trefilados hasta gráficos claramente no lineales en el caso de aceros fuertemente trefilados. Este último caso puede explicarse por la presencia del escalón de propagación a  $90^\circ$ : tras el *pop-in* asociado con el escalón, el registro carga-desplazamiento se curva como consecuencia de un efecto de flexión de la probeta por apertura de la nueva fisura desviada con respecto a la inicial.

## 4. DISCUSION

### 4.1. Métodos para evaluar el FIT crítico

En las curvas carga-desplazamiento en aceros fuertemente trefilados pueden distinguirse dos niveles característicos de carga: (i) el nivel  $F_Y$  al cual tiene lugar el *pop-in* asociado con la aparición del escalón de propagación a  $90^\circ$ ; (ii) la carga máxima  $F_{max}$  en el registro carga-desplazamiento, es decir, el punto de inestabilidad asociado con la rotura final.

Por otra parte, se dispone de dos expresiones del FIT  $K_I$ : una expresión uniparamétrica  $K_{I}^*$  (5) y una expresión biparamétrica  $K_{I}^{**}$  (8). Así pues, pueden definirse cuatro valores característicos del FIT (candidatos a tenacidad de fractura en los aceros correspondientes): (i)  $K_{IY}^*$  en el instante de iniciación de fractura, utilizando la carga  $F_Y$  y la profundidad de la fisura de fatiga  $a$ ; (ii)  $K_{IY}^{**}$  en el instante de iniciación de fractura, utilizando la carga  $F_Y$ , la profundidad de la fisura de fatiga  $a$  y el factor de forma  $a/b$ ; (iii)  $K_{Imax}^*$  en el instante de fractura final, utilizando la carga máxima  $F_{max}$  y la profundidad de la fisura de fatiga  $a$ ; (iv)  $K_{Imax}^{**}$  en el instante de fractura final, utilizando la carga máxima  $F_{max}$ , la profundidad de la fisura de fatiga  $a$  y el factor de forma  $a/b$ . La Fig. 7 muestra los cuatro valores críticos –o característicos– del FIT y la Fig. 8 sus errores estadísticos medidos a través de la desviación típica de la media  $\sigma_{n-1}$ .

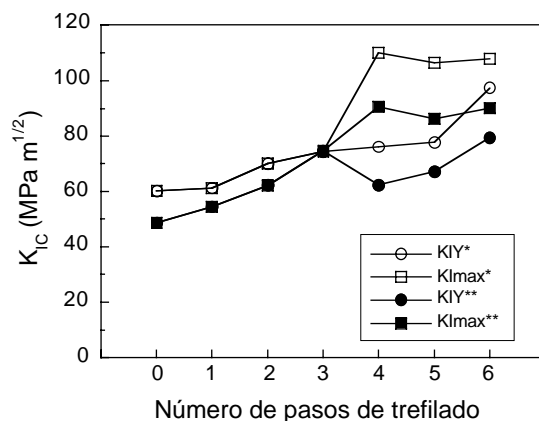


Fig. 7. Valores críticos del FIT  $K_I$ .

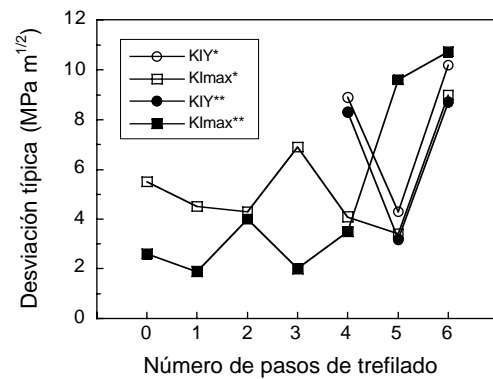


Fig. 8. Desviaciones típicas  $\sigma_{n-1}$  asociadas con los resultados de la Fig. 7.

### 4.2. Aceros débilmente trefilados (A0-A3)

En estos aceros no hay diferencia alguna entre los valores  $K_{IY}$  y  $K_{Imax}$ . Con respecto a la distinción entre los dos criterios de fractura (global y local), puede comentarse lo siguiente:

- La tenacidad de fractura medida es más fiable usando el FIT local en el punto de máxima profundidad que usando el FIT global para la geometría considerada.
- El uso de un FIT global basado en un único parámetro (la profundidad de fisura  $a$ ) sobreestima ligeramente la tenacidad de fractura evaluada así.
- La razón de lo anterior puede ser la sobreestimación del área fisurada, puesto que se supone frente de fisura recto en el FIT global.

### 4.3. Aceros fuertemente trefilados (A4-A6)

En este caso la carga máxima  $F_{max}$  supera claramente la carga de iniciación de fractura  $F_Y$  asociada con el instante de *pop-in* y con el escalón de propagación a  $90^\circ$ . En cuanto a los dos criterios de fractura, puede afirmarse lo siguiente:

- La tenacidad medida en el instante de iniciación de fractura puede evaluarse usando cualquiera de las dos expresiones del FIT, puesto que la desviación típica es parecida en ambos casos.
- Con respecto a la fractura final a carga máxima, los errores en forma de desviación típica son en general menores usando un criterio de fractura global.
- Como en el caso de los aceros débilmente trefilados, y por la misma razón, de nuevo la expresión del FIT global sobreestima el valor característico de la tenacidad de fractura.

#### 4.4. Criterios de fractura global y local

El criterio de fractura local parece ser el más adecuado para fractura frágil (la que tiene lugar en aceros débilmente trefilados). Dicho criterio es consistente con un micromecanismo de fractura del tipo *eslabón más débil*, de acuerdo con el cual la fractura tiene lugar cuando un único punto de la línea de la fisura alcanza la condición crítica. Así pues, para aceros débilmente trefilados, cuyo comportamiento en fractura es puramente frágil, se tiene:

$$K_{IC} = K_{IY}^{**} = K_{I\max}^{**} \quad (9)$$

Por otra parte, el criterio de fractura global se muestra más adecuado para las situaciones de fractura más dúctiles, o para el caso de fractura frágil tras un estadio de propagación dúctil de la fisura, lo cual tiene lugar en aceros fuertemente trefilados, y es consistente con un micromecanismo de fractura del tipo *zona de proceso* (la fractura ocurre cuando la condición crítica se alcanza sobre una cierta zona). Así pues, para aceros fuertemente trefilados, que rompen más dúctilmente, se tiene:

$$K_{IC}^{(i)} = K_{IY}^* \quad (10)$$

$$K_{IC}^{(f)} = K_{I\max}^* \quad (11)$$

es decir, los factores de intensidad de tensiones característicos de la iniciación de fractura y de la fractura final pueden evaluarse por medio de la expresión (5). Nótese que el valor característico (11) representa sólo una estimación ingenieril, puesto que se ha determinado *como si* la fisura se propagase en modo I.

Aparte de su adecuación a los procesos de fractura más dúctiles, el criterio de fractura global también es capaz de tener en cuenta el comportamiento anisótropo en fractura causado por la microestructura marcadamente orientada (en la dirección axial) de los aceros fuertemente trefilados. Por tanto dicho criterio global podría ser útil en el caso de procesos de fractura con cierto grado de ductilidad y de anisotropía, lo que corrobora plenamente los resultados obtenidos por Valiente [6].

A pesar del hecho de que un criterio de fractura global describe mejor el proceso de fractura en aceros fuertemente trefilados, el uso de un criterio local puede ser considerado como una estimación del lado de la seguridad para el análisis estructural de tolerancia al daño. Así, un criterio único de fractura —válido para cualquier grado de trefilado en alambres de acero de alta resistencia— podría formularse del modo siguiente:

*La fractura tendrá lugar cuando el máximo factor de intensidad de tensiones en cualquier punto de la fisura alcance un valor crítico que puede considerarse una propiedad del material: la tenacidad de fractura en aceros débilmente trefilados o bien el factor de intensidad de tensiones de iniciación de fractura en aceros fuertemente trefilados.*

#### 5. CONCLUSIONES

En alambres de acero trefilado de alta resistencia pueden formularse dos criterios de fractura: uno de tipo *global* (energético) basado en la tasa de liberación de energía  $G$  y otro *local* (tensional) basado en el factor de intensidad de tensiones  $K_I$ . La adecuación de cada uno de ellos a la situación de fractura particular depende del grado de trefilado del acero en cuestión.

En aceros débilmente trefilados (isótropos) el proceso de fractura es de tipo frágil, de modo que puede aplicarse un criterio de fractura *local* a partir del valor máximo del factor de intensidad de tensiones en el frente de fisura. Este criterio es consistente con un micromecanismo de fractura del tipo *eslabón más débil*.

En aceros fuertemente trefilados (anisótropos) el proceso de fractura se desarrolla de forma más dúctil, de modo que puede aplicarse un criterio de fractura *global* basado en la tasa de liberación de energía. Este criterio es consistente con un mecanismo microscópico de fractura basado en el concepto de *zona de proceso*.

#### Agradecimientos

Este trabajo ha sido financiado por las instituciones CICYT (Proyecto MAT97-0442) y Xunta de Galicia (Proyectos XUGA 11801B95 y XUGA 11802B97). Los autores agradecen dicha financiación, así como la cesión de los aceros por parte de EMESA TREFILERIA S.A.

#### REFERENCIAS

- [1] Elices M. (1985). *Fracture Mechanics of Concrete: Structural Application and Numerical Calculation* (G.C. Sih and A. DiTommaso, Eds.). Martinus Nijhoff, Dordrecht, The Netherlands, pp. 226-271.
- [2] Athanassiadis A., Boissenot J.M., Brevet P., Francois D. and Raharinaivo A. (1981). *Int. J. Fracture* **17**, 553-566.
- [3] Astiz M.A., Elices M. and Valiente A. (1986). *Fracture Control of Engineering Structures/ECF6* (H.C. van Elst and A. Bakker, Eds.). EMAS, West Midlands, U.K., pp. 65-74.
- [4] Astiz M.A. (1986). *Int. J. Fracture* **31**, 105-124.
- [5] Bui H.D. (1977). *J. Mech. Physics Solids* **25**, 29-39.
- [6] Valiente A. (1980). Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid.
- [7] Bui H.D. and Dang Van K. (1979). *J. Mécanique Appliquée* **3**: 2, 205-225.
- [8] Toribio J. and Ovejero E. (1998). *J. Mech. Behavior Mater.* **9**, 163-175.
- [9] Toledano, M. (1998). Tesis Doctoral, Universidad de La Coruña.