

ESTUDIO DE LA ROTURA FRAGIL DE UN ACERO DE ALTA RESISTENCIA PROVOCADA POR ENTALLAS

F.J. Gómez¹, A. Valiente¹, M. Elices¹ y J. Fernández²

¹Departamento de Ciencia de Materiales
E.T.S. de Ingenieros de Caminos. Universidad Politécnica de Madrid

²Centro Nacional de Investigaciones Metalúrgicas

Resumen. En el presente trabajo se analizan las condiciones de rotura provocadas por entallas en un acero de baja tenacidad y alta resistencia. Para ello se ha llevado a cabo un programa de ensayos de rotura con probetas de flexión entalladas, y se ha determinado experimentalmente la influencia del radio de curvatura de la entalla en la carga y la deformación de rotura de las probetas. En paralelo con la experimentación, los ensayos se han modelizado numéricamente mediante el método de los elementos finitos, a fin de determinar los campos de tensiones y deformaciones asociados a la rotura de las probetas y establecer las condiciones que gobiernan la rotura del material provocada por entallas. Un criterio local de fractura basado en la deformación máxima permite explicar cuantitativamente la influencia del radio de curvatura de la entalla en la carga de rotura determinada experimentalmente.

Abstract. This paper deals with fracture conditions at blunt and sharp notches for a low toughness, high strength steel used in making single bar tendons. Fracture tests of notched bend specimens were performed to experimentally determine the load and CMOD at fracture as a function of the curvature radius at the notch tip. Also, a numerical calculation of the stress and strain fields near the notches was performed by using the finite element method. From both kinds of results, experimental and numerical ones, a local fracture condition of maximum strain was proposed that explains the important effects of the curvature radius on the fracture behaviour of notched samples of this steel. The critical parameters associated with the fracture criterion agree with the microstructure and the fracture toughness value.

1. INTRODUCCION

Los aceros de alta resistencia poseen características que los hacen idóneos para su aplicación en Ingeniería Civil, sobre todo en el campo de las estructuras pretensadas, ya sean de hormigón o de acero. La utilización de estos aceros combinada con la de otros materiales permite reducir las cuantías de estos últimos y optimizar el comportamiento estructural conjunto a base de mejorar la durabilidad, reducir la deformabilidad y aumentar la resistencia a fatiga.

La fragilidad que suele ir asociada a la alta resistencia hace necesario conocer el comportamiento en rotura de estos aceros para garantizar la seguridad de las estructuras donde se emplean. En particular, es importante conocer la disminución de resistencia que se produce como consecuencia de defectos generados durante la fabricación, almacenamiento, puesta en obra o utilización del material. La determinación de la tolerancia al daño y de la resistencia a la rotura en las condiciones descritas puede llevarse a cabo aplicando las teorías de la Mecánica de Fractura.

En un trabajo anterior publicado en estos Anales [1] se estudió la tolerancia al daño de un tipo comercial de tendones de acero de alta resistencia, comprobándose que la fragilidad de esta clase de tendones no es la misma en presencia de entallas o de fisuras. Se demostró que el acero con que estaban fabricados era un acero de alta resistencia pero de muy baja tenacidad, y en consecuencia la capacidad resistente de los tendones disminuía fuertemente en presencia de fisuras, muy por encima de la pérdida de sección causada por la fisura. Sin embargo, en presencia de defectos menos agudos (de menor curvatura), el comportamiento en rotura de los tendones mejoraba notablemente, y a partir de radios de 0,5 mm el efecto de la entalla se limitaba a la pérdida de sección.

El presente trabajo es continuación de [1]. El objetivo es establecer un criterio de rotura aplicable a las roturas provocadas por entallas. Para ello se ha buscado una condición local de fractura, generando los datos necesarios mediante ensayos de rotura de probetas entalladas y de modelizaciones numéricas basadas en la aplicación del método de elementos finitos. De este modo ha sido posible medir las magnitudes globales de rotura (cargas y desplazamientos) y a partir de ellas calcular las magni-

tudes locales (tensiones y deformaciones).

2. EXPERIMENTACION REALIZADA

Los tendones objeto de la investigación son barras comerciales de 36 mm de diámetro y superficie lisa. Están fabricados con un acero cuya composición química es la de la tabla 1 [1].

Tabla 1. Composición química del acero.

Carbono	0,65 %
Silicio	0,70 %
Manganeso	1,20 %
Fósforo	0,014 %
Azufre	0,018 %
Vanadio	0,25 %
Hierro	Resto

La microestructura del acero se ha analizado por microscopía óptica y electrónica, comprobándose que se trata de un acero eutectoide con la estructura típica de los aceros laminados en caliente y enfriados al aire: está compuesto por colonias de perlita laminar, cuyo tamaño medio es del orden de 10 µm (figura 1), y por fibras de carburos de formas redondeadas.

En el trabajo anterior [1] figuran las propiedades mecánicas convencionales del acero, que fueron determinadas ensayando a tracción las barras sin reducir su diámetro. Para este trabajo se han extraído probetas de tracción y de compresión orientadas según la dirección longitudi-

nal de la barra. La tabla 2 resume las propiedades mecánicas obtenidas a partir de los ensayos realizados con estas probetas. Los resultados de los ensayos de tracción coinciden totalmente con los del trabajo [1]. La curva tensión-deformación, representada en la figura 2, pone de manifiesto que en la dirección longitudinal de los tendones el comportamiento plástico del acero a tracción y a compresión difiere notablemente.

Tabla 2. Propiedades mecánicas del acero.

Módulo de elasticidad	208 GPa
Límite elástico a tracción (0,2%)	1143 MPa
Límite elástico a compresión (0,2%)	625 MPa
Resistencia a tracción	1285 MPa
Deformación bajo carga máxima	6,7 %
Estricción	No se observa

La tenacidad de fractura del acero fue medida por los procedimientos que establecen las normas ASTM E 399 [2] y ASTM E 1304 [3]. Los valores obtenidos en ambos casos son prácticamente los mismos, tal como puede verse en la tabla 3 [1].

Tabla 3. Tenacidad de fractura del acero.

Norma ASTM E 399	33 MPa√m
Norma ASTM E 1304	36 MPa√m

Los ensayos de rotura en entallas que se han realizado han sido ensayos de flexión en cuatro puntos. Se han empleado probetas tipo viga con una entalla en la sección central.

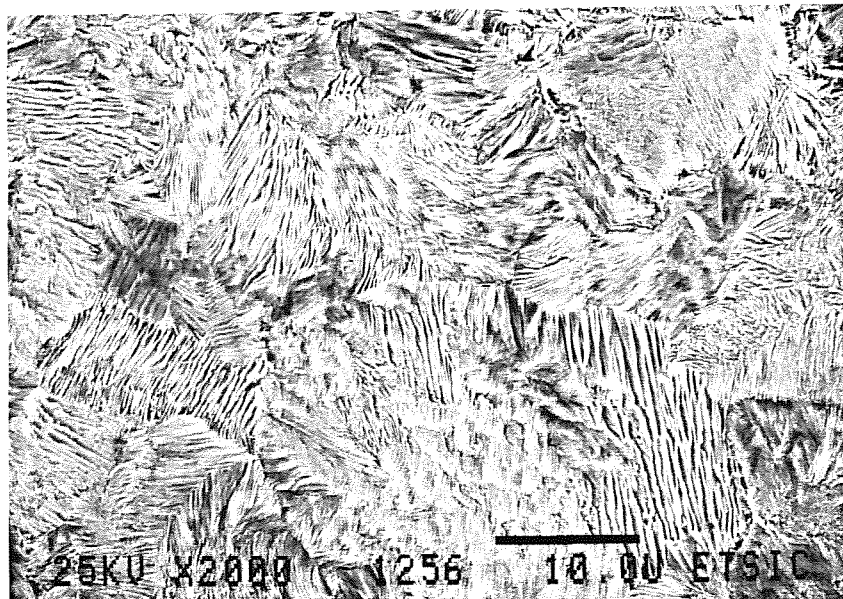


Fig. 1. Microestructura del acero.

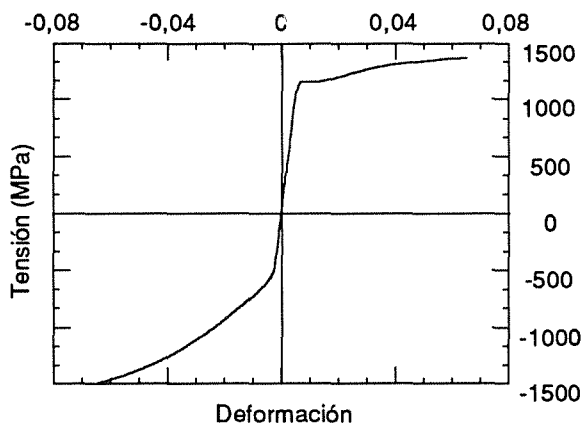


Fig. 2. Curva tensión deformación del acero en tracción y compresión.

Las probetas se han extraído de las barras de 36 mm haciendo coincidir su lado mayor con el eje longitudinal de éstas para que la rotura tuviese lugar según una sección transversal de los tendones (figura 3). De acuerdo con el objetivo fundamental del trabajo de analizar la influencia del radio de curvatura de las entallas en la rotura del material, la única dimensión de las probetas variada en los diferentes ensayos ha sido el radio de curvatura de la entalla. Las restantes dimensiones, a excepción del espesor, igual a 7 mm, se indican en la figura 4. La longitud del ligamento resistente, 7 mm, se ha conservado en todos los casos. Los valores del radio de curvatura empleados en los ensayos han sido 0,07, 0,16, 0,5 y 1 mm.

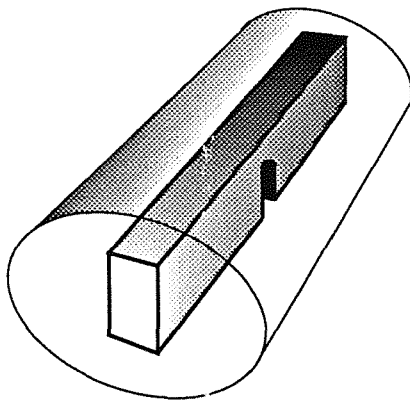


Fig. 3. Orientación de las probetas de fractura.

Los ensayos se han llevado a cabo en control de desplazamiento y de CMOD registrándose la carga, el CMOD y el desplazamiento de los apoyos interiores respecto a los exteriores. Para ello se utilizaron un extensómetro resistivo de COD y un deflectómetro LVDT. Como resultado de los ensayos se ha representado el momento flector de la sección entallada en función del CMOD. El aspecto de las curvas obtenidas puede observarse en la figura 5 que corresponde a la

entalla de 0,5 mm de radio de curvatura. El momento y el CMOD de rotura para los diferentes radios figuran en la tabla 4.

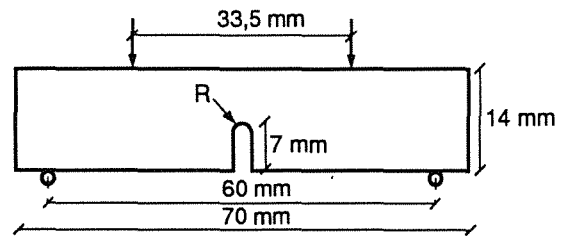


Fig. 4. Dimensiones de las probetas de fractura.

Tabla 4. Resultados de los ensayos de fractura.

Radio (mm)	Momento (Nm)	CMOD (mm)
0,07	57,64	0,122
0,16	76,19	0,185
0,5	87,45	0,303
1	93,28	0,499

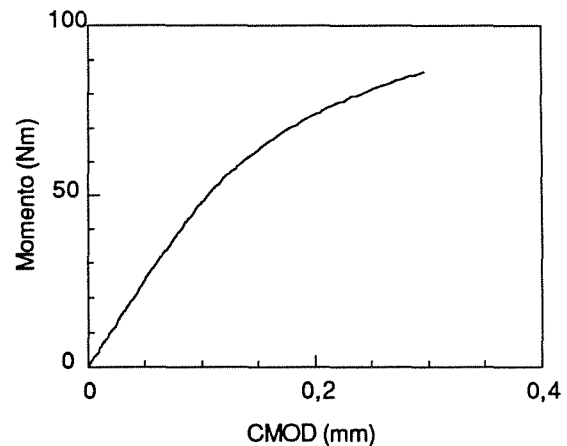


Fig. 5. Curva Momento-CMOD de un ensayo de fractura (Radio de curvatura de 0.5 mm).

3. MODELIZACION NUMERICA

Con objeto de determinar los campos de tensiones y deformaciones en el momento de rotura, todos los ensayos se han modelizado numéricamente por el método de los elementos finitos, utilizando el programa comercial ABAQUS, en su versión 5.2 [4]. Las hipótesis de cálculo empleadas han sido las siguientes: grandes deformaciones, material elastoplástico con criterio de plastificación de Von Mises y endurecimiento por deformación, y estado de tensión plana. Para los elementos sometidos a tracción según la dirección longitudinal de la probeta se ha adoptado la curva tensión-deformación del primer cuadrante de la figura 1, y para los

sometidos a compresión, la del tercero.

Todos los elementos utilizados han sido elementos cuadráticos de 8 nodos. La forma de la malla se puede observar en la figura 6, especialmente la zona próxima a la entalla y la de transición al resto de la probeta.

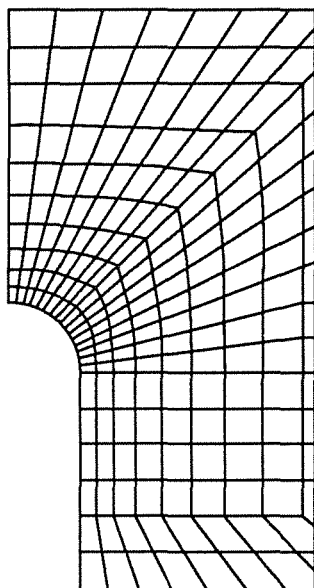


Fig. 6. Malla de elementos finitos utilizada en la modelización numérica.

Las magnitudes calculadas mediante la modelización numérica han sido el momento flector en la sección central de la probeta, el CMOD, el desplazamiento relativo de los apoyos y los campos de tensiones y deformaciones en el ligamento de la sección entallada y en el entorno de la raíz de la entalla. Algunos de los resultados obtenidos pueden verse en las figuras 7 a 10.

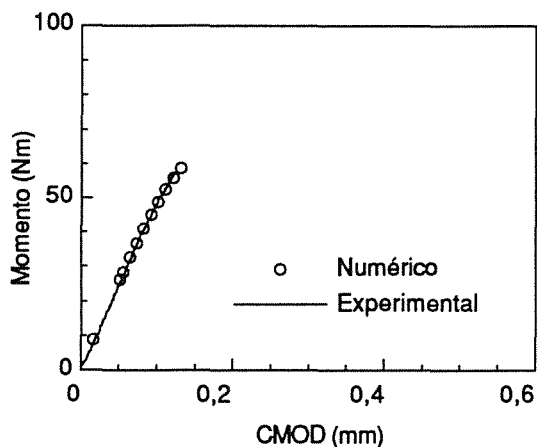


Fig. 7. Curva Momento-CMOD numérica y experimental para la entalla de 0,07 mm.

En las figuras 7 y 8 se ha representado el momento en la sección central de la probeta frente al CMOD, comparando los valores calculados con los resultados experimentales para las entallas de radios de curvatura 1 mm y 0.07 mm. Como puede verse, las diferencias entre ambos tipos de valores son mínimas, lo que confirma las hipótesis de cálculo, en particular la de tensión plana. En ambos casos se comprueba que la rotura tiene lugar fuera del tramo lineal de la curva, después de iniciada la plastificación del ligamento.

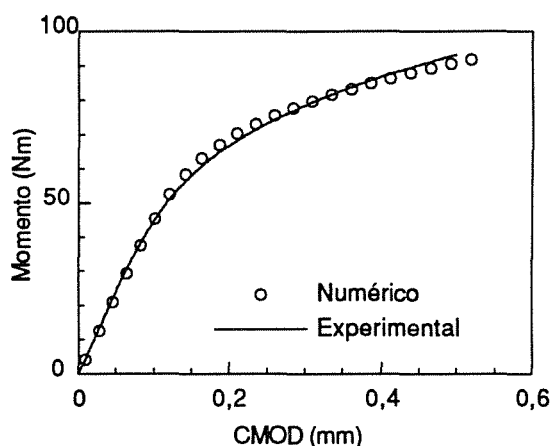


Fig. 8. Curva Momento-CMOD numérica y experimental para la entalla de 1 mm.

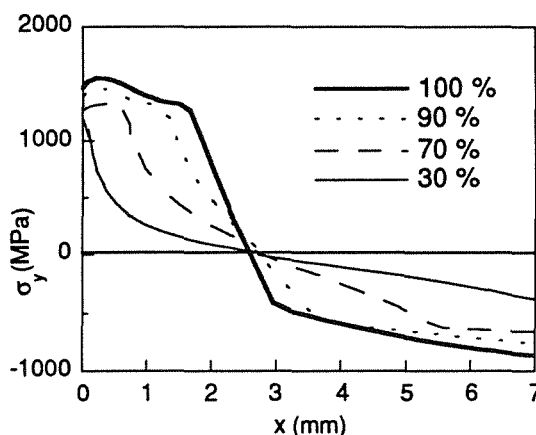


Fig. 9. Tensiones σ_y en el ligamento de la probeta de 0,5 mm.

Las figuras 9 y 10 corresponden a la entalla de 0,5 mm de radio de curvatura. En ellas se ha representado la evolución de las tensiones principales en el ligamento para diferentes valores del momento, referidos al momento de rotura. La tensión σ_y , normal al plano del ligamento, es la de la figura 9 y la tensión σ_x , paralela a dicho plano, la de la figura 10. En ambos casos la abscisa x es la distancia a la raíz de la entalla.

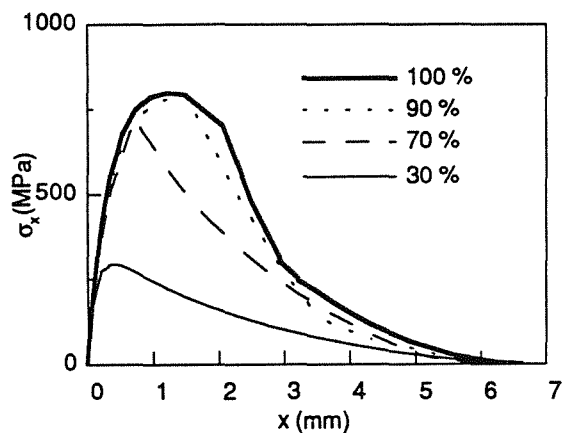


Fig. 10. Tensiones σ_x en el ligamento de la probeta de 0,5 mm.

4. CRITERIO DE FRACTURA

En un sólido fisurado, cuando el estado tensional en el frente de la fisura depende exclusivamente del factor de intensidad de tensiones o de la integral J, es posible formular un criterio macroscópico de fractura basado en esas magnitudes, sin necesidad de establecer la condición local que desencadena la rotura. En una entalla, en cambio, el estado tensional no depende de un solo parámetro y la formulación de un criterio de fractura ha de basarse en una condición local. Entre las más utilizadas están la de máxima tensión y la de máxima deformación, según las cuales, para que tenga lugar la rotura, la tensión o la deformación ha de alcanzar un valor crítico en una zona de material cuyo tamaño, L, depende de la microestructura [5]. De acuerdo con esta idea, para que se produzca la rotura en una entalla no basta que la tensión o la deformación en la raíz superen un valor umbral, es necesario que también su gradiente lo haga para que la condición crítica se extienda a la longitud L. En el caso de los ensayos realizados en este trabajo las curvas momento-CMOD y las distribuciones de tensiones en el ligamento demuestran que la rotura de las probetas se produce siempre después de haberse iniciado la plastificación del ligamento. Por este motivo, es más apropiado considerar la condición local de rotura de máxima deformación, propia de material plastificado:

$$\bar{\epsilon}(x) \geq \epsilon_f \quad 0 \leq x \leq L \quad (1)$$

donde $\bar{\epsilon}(x)$ es la deformación de Von Mises a la distancia x de la raíz de la entalla, ϵ_f su valor crítico y L la longitud característica del material. La figura 11 ilustra el significado de la ecuación (1).

La condición (1) puede expresarse en función de la longitud L y el valor $\bar{\epsilon}_m$ de la deformación en la raíz de la entalla. En un material plástico con una ley tensión-deformación del tipo:

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_o} \right)^n \quad (2)$$

la tensión σ_y normal al plano de simetría de la entalla puede aproximarse por [6]:

$$\sigma_y = \sigma_m \frac{1}{\left(1 + 4 \frac{x}{R} \right)^{\frac{n}{n+1}}} \quad (3)$$

siendo R el radio de curvatura de la entalla y σ_m el valor de σ_y en la raíz. Para distancias $x \ll R$, se tiene:

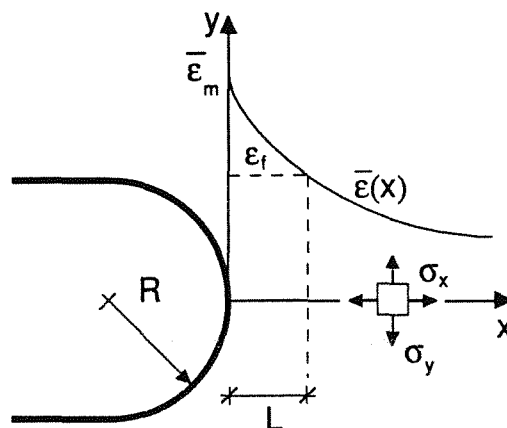


Fig. 11. Deformaciones en la raíz de la entalla.

$$\sigma_y \approx \sigma_m \left(1 - \frac{4}{n+1} \frac{x}{R} \right) \quad (4)$$

$$\sigma_x \approx \sigma_m \frac{x}{R} \quad (5)$$

donde la ecuación (4) es la aproximación lineal de la expresión (3) y la (5) se deduce de las ecuaciones de equilibrio. Añadiendo la condición de tensión plana, de acuerdo con los resultados de la modelización numérica, en las proximidades de la entalla la tensión y la deformación de Von Mises vendrían dadas a lo largo del eje x por:

$$\bar{\sigma} \approx \bar{\sigma}_m \left[1 - \frac{n+9}{2(n+1)} \frac{L}{R} \right] \quad (6)$$

$$\bar{\epsilon} = \left(\frac{\bar{\sigma}}{\sigma_o} \right)^n \approx \bar{\epsilon}_m \left[1 - \frac{(n+9)n}{2(n+1)} \frac{x}{R} \right] \quad (7)$$

Puesto que $L \ll R$, la condición (1) se cumplirá si:

$$\epsilon_f \approx \bar{\epsilon}_m \left[1 - \frac{(n+9)nL}{2(n+1)R} \right] \tag{8}$$

de donde:

$$\bar{\epsilon}_m \approx \epsilon_f \left[1 + \frac{(n+9)nL}{2(n+1)R} \right] \tag{9}$$

La condición de rotura (9) es una relación lineal entre la curvatura de la entalla $1/R$ y la deformación en la raíz $\bar{\epsilon}_m$, dependiente de la deformación crítica ϵ_f , de la longitud característica L y del exponente de endurecimiento por deformación n . Con los datos experimentales y los resultados de la modelización numérica se comprueba que, en efecto, la relación entre las variables $\bar{\epsilon}_m$ y $1/R$ es lineal (figura 12).

De acuerdo con dicha relación (9), la longitud L y la deformación ϵ_f , puede determinarse a partir de la ecuación de la recta y del exponente n (igual a 10 según se desprende de la curva tensión deformación de la figura 2):

$$0,1 = \epsilon_f \tag{10}$$

$$6,1 \mu\text{m} = \epsilon_f \frac{(n+9)nL}{2(n+1)} \Rightarrow L = 7,2 \mu\text{m}$$

El valor de L así obtenido es consistente con la microestructura del acero, ya que coincide con el tamaño de las colonias de perlita que constituyen principalmente el acero, como puede verse en la figura 1.

Por su parte, el valor de la deformación de rotura es comparable con el que se obtiene en los ensayos de tracción simple, en los cuales las probetas rompen sin apenas estricción.

En los ensayos de tenacidad, la rotura de las probetas se produce bajo condiciones de deformación plana, con un valor de la tenacidad de $33 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Dado que el valor de la deformación crítica del criterio de fractura es 0,1, al producirse la rotura en un ensayo de tenacidad la zona con deformaciones iguales o superiores a ese valor crítico coincidirá aproximadamente con la zona afectada por grandes deformaciones plásticas a causa de los cambios de geometría del frente de la fisura. Rice y Johnson [7] han estudiado la evolución de esa zona bajo condiciones de plastificación a pequeña escala, propias de un material de alta resistencia y baja tenacidad, llegando a la conclusión de que se extiende hasta una distancia igual a dos veces del COD por delante del frente de la fisura. Por consiguiente, si el criterio local de fractura en los ensayos de tenacidad es también la condición (1), tendría que verificarse:

$$L \approx 2\delta_c \tag{11}$$

siendo δ_c el valor del COD de rotura. Empleando la expresión de Rice [8] para estimar ese valor resulta:

$$\frac{L}{2} \approx \delta_c = 0,674 \frac{(1-\nu^2)K_{Ic}^2}{E\sigma_Y} \tag{12}$$

donde K_{Ic} es la tenacidad de fractura en deformación

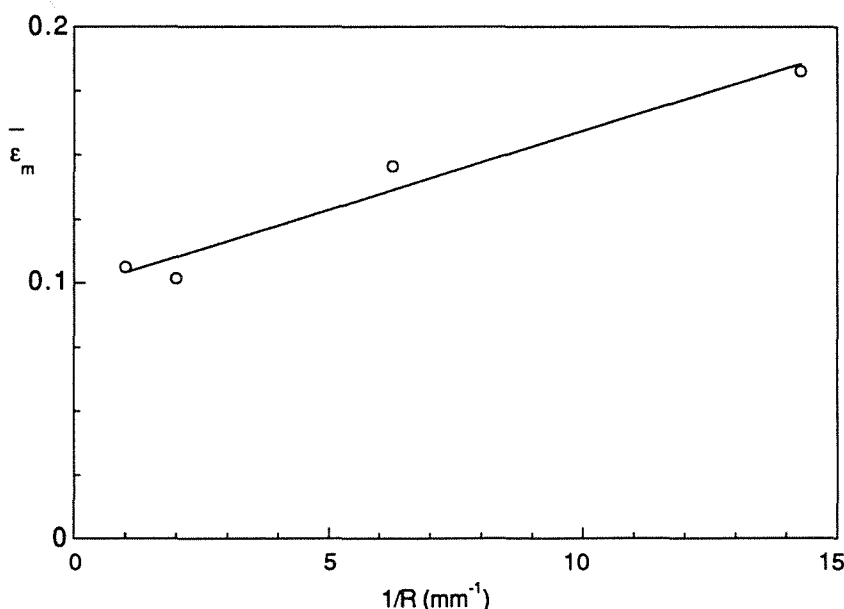


Fig. 12. Relación lineal existente entre la curvatura de la entalla y la deformación en la raíz.

plana, y E y σ_Y el módulo de elasticidad y el límite elástico del material, respectivamente. De la ecuación (12) se deduce inmediatamente que:

$$K_{Ic} \approx 0,86 \sqrt{\frac{E\sigma_Y L}{1-\nu^2}} \quad (13)$$

Con las propiedades mecánicas del material dadas en la tabla 2 y el valor de L dado por (10) resulta un valor de la tenacidad:

$$K_{Ic} \approx 37 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$$

muy similar a los valores medidos que figuran en la tabla 3.

5. CONCLUSIONES

La experimentación realizada confirma que en presencia de entallas, el comportamiento en rotura del acero de alta resistencia y baja tenacidad está fuertemente influido por el radio de curvatura de la entalla. La explicación de esta influencia no puede hacerse a partir de un criterio de fractura basado en una sola magnitud porque no es posible caracterizar mediante un sólo valor los campos de tensiones y deformaciones en la zona donde tiene lugar la rotura, es decir, en las proximidades de la raíz de la entalla. Ha sido necesario establecer un criterio local de fractura y llevar a cabo una modelización numérica de los ensayos para explicar los resultados experimentales. El método de los elementos finitos, empleado en la modelización, no proporciona la precisión suficiente para comprobar el criterio debido al pequeño tamaño de la zona crítica, por lo cual los resultados numéricos han tenido que ser complementados con aproximaciones analíticas.

El criterio formulado es un criterio de máxima deformación, de acuerdo con los niveles de plasticidad que alcanza el acero antes de la rotura. Los dos valores característicos del material que intervienen en la formulación, una longitud y una deformación críticas, han sido determinados a partir de los ensayos de rotura de probetas entalladas. El primero es acorde con su significado microestructural y el segundo con la deformación de rotura del acero en tracción simple. Los valores de tenacidad que predice el criterio cuando se aplica a los ensayos con probeta fisurada coinciden con los que resultan de los ensayos.

6. REFERENCIAS

[1] Valiente, A. y Elices M. "Tolerancia al daño en tendones de acero de alta resistencia" *Anales de*

Mecánica de la Fractura, 9, 318-323 (1991)

- [2] Norma ASTM E 399-83 "Standard Test Method for Plane-Strain Toughness of Metallic Materials" (1983)
- [3] Norma ASTM E 1304-89 "Standard Test Method for Plane-Strain (Chevron Notch) Fracture Toughness of Metallic Materials" (1989)
- [4] Hibbitt, H.D., Karlsson B.I. y Sorensen, E.P. "ABAQUS User's Manual" Versión 5.2 (1992)
- [5] Ritchie, R.O. y Thompson, A.W. "On Macroscopic and Microscopic Analyses for Crack Initiation and Crack Growth Toughness in Ductile Alloys" *Metalurgical Transactions*, 16, 233-248 (1985)
- [6] Weiss, W. "Notch Fracture Analysis" en "Fracture-An Advanced Treatise" vol. III, H. Liebowitz ed., Academic Press, New York (1968)
- [7] Rice, J.R. y Johnson, M.A. "The role of large crack tip geometry changes in plain strain fracture" en "Inelastic Behaviour of Solids" M.F. Kanninen et al., ed., 641-672, McGraw-Hill, New York (1970)
- [8] Rice, J.R., " A path independent integral and the approximate analysis of strain concentrations by notches and cracks" *Journal of Applied Mechanics*, 35, 379-386 (1968)