

The performed errors when compared with references [10] and [11] can reach up to 5% and even lower, which represents an acceptable error level, if we consider that reference models of Miyazaki, Watanabe and Yagawa [10] and Yagawa, Ichimiya and Ando [11] have more finite elements. In general, these errors depend on the numerical integration order, on the diameter and on the elements aspect ratio of the model.

Also a very good agreement has been obtained with the accurate results of Schnack and Karaosmanoglu [12].

4. CONCLUSIONS.

We have compared ours curves of the SIF values versus the angle \varnothing , with those obtained by Miyazaki, Watanabe, Ichimiya, Ando and Yagawa [10-11], when they solve a similar example with different strategies. Their results are very much the same than ours (integration orders 3 and 4), but our grid is much less refinate. This method has the advantage of its simplicity, it is possible to solve problems with much less refinate grids. We have demonstrated that a new singular element can approach the behaviour of curved cracks in 3-D, calculating with high precission the stress intensity factor. Others forms of singularity lines could be possible. It would be convenient also to study the influence of the geometric shape of the crack.

ACKNOWLEDGEMENTS

This work has been supported by The Canary Islands Research Proyect ("Modelización de singularidades mediante elementos finitos Hostern. Aplicaciones al caso de materiales compuestos 1991-92"). The writers gratefully acknowledge this support.

REFERENCES

- 1 *Grisvard, P.*: Elliptic problems in nonsmooth domains. (Monographs and Studies in Mathematics, 24). Ed. Pitman, (1985).
- 2 *Aalto, J.*: Singularity elements for seepage problems. Int. J. Anal. Meth. Geomech. Vol. 9, 185-196, (1985).
- 3 *Gavete, L., Michavila, F., Díez, F., and Whiteman, J. R.*: Generalization of the mapping technique of Aalto for producing finite elements with singularities. MAFELAP 1987. (Ed. J.R. Whiteman) pp. 541-553. London. Academic Press (1988).
- 4 *Díez, F., Gavete, L. and Michavila, F.* Nuevas Técnicas de tratamiento de singularidades en campos escalares y vectoriales. III Encuentro del Grupo Español de Fractura. Sigüenza (1986) (in spanish).
- 5 *Michavila, F., Gavete, L. and Díez, F.* Two different approaches for the treatment of boundary singularities, Numerical Methods for partial differential equations, 255-282, (1988).
- 6 *Gavete, L., Michavila, F. and Díez, F.* A new singular finite element in linear elasticity. Computational Mechanics 4, 361-367 (1989).
- 7 *Gavete, L., Michavila, F., and Díez, F.* Análisis de gradientes en elementos singulares cuadráticos de Serendepity y de Lagrange. Revista Internacional de Métodos Numéricos para cálculo y diseño en Ingeniería. Vol. 3, 2, 153-171, (1987) (in spanish).
- 8 *Manu, C.* Pure opening mode stress-intensity factor computation for elliptical crack fronts. Int. J. for Num.Meth. Eng. Vol. 21, 1547-1553, (1985).
- 9 *Peano, A. and Pasini, A.* A warning against misuse of quarter point elements. Int. J. Num. Meth. Eng., 314-319 (1982)
- 10 *Miyazaki, N., Watanabe, T. Yagawa, G.* Calculation of stress intensity factors of surface cracks in complex structures: application of efficient computer program EPAS-J1. Nuclear Engineering and Design 68, pág. 71-85 (1981).
- 11 *Yagawa, G., Ichimiya, M. and Ando, Y.* Two and three dimensional analysis of stress intensity factors based on discretization error in finite elements. Numerical Methods in fracture mechanics, 249-267. Ed. Luxmoore and Owen. Pineridge Press (1978).
- 12 *Schnack E. and Karaosmanoglu.*: Unpublished paper. Institute of Solid Mechanics. Karlsruhe University, (1989).

TOLERANCIA AL DAÑO EN TENDONES DE ACERO DE ALTA RESISTENCIA

Andrés Valiente y Manuel Elices

Departamento de Ciencia de Materiales
Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos
Universidad Politécnica de Madrid

Resumen. En este trabajo se estudia la tolerancia al daño de los tendones monobarra que se utilizan en ingeniería civil como refuerzo de estructuras. Aplicando la teoría de Mecánica de Fractura se establecen los límites de tolerancia frente a defectos de superficie y se contrastan con datos empíricos obtenidos en ensayos de barras entalladas. El análisis de los resultados permite poner de manifiesto el papel que la tenacidad de fractura del acero de alta resistencia desempeña en la tolerancia al daño de los tendones.

Abstract. The damage tolerance in single bar tendons used for structural reinforcing in civil engineering is investigated in this work. Upper and lower bounds are established for surface flaws tolerance by using a theoretical approach based on Fracture Mechanics. Experimental results obtained by testing notched tension specimens are used to check the theoretical predictions. The role of the fracture toughness in the damage tolerance of tendons is evaluated through the theoretical approach and the experimental results.

1. INTRODUCCION

La utilización del acero de alta resistencia para compensar las limitaciones de otros materiales de construcción, es uno de los grandes hallazgos de la Ingeniería Civil. La aplicación más conocida es el hormigón pretensado, donde un adecuado aprovechamiento de la alta resistencia del acero permite evitar que el hormigón trabaje solicitado a tracción.

La técnica del pretensado no ha quedado relegada exclusivamente a las estructuras de hormigón dadas las grandes posibilidades que ofrece, y de hecho no sólo se ha extendido a las estructuras metálicas sino que se ha incorporado como parte del procedimiento constructivo para estructuras con gran complejidad de ejecución. En muchas de estas nuevas aplicaciones la forma clásica de utilización del acero de alta resistencia, en cables o en haces de alambres, no es adecuada por falta de manejabilidad y se hace necesario recurrir a barras de gran diámetro (30-40 mm).

La fragilidad de los aceros de alta resistencia plantea un problema de tolerancia al daño específico de las barras, ya que en los cables el daño en uno o varios alambres no suele provocar el colapso del tendón. Por el contrario, una fisura en

una barra de material frágil puede causar su rotura.

Roturas de tendones monobarra que han tenido lugar en servicio, provocadas por daños superficiales leves y ocurridas bajo cargas muy inferiores a la capacidad resistente del tendón, han motivado la realización de este trabajo, cuya finalidad es aplicar la Mecánica de Fractura para evaluar la tolerancia al daño de tendones de este tipo debilitados por defectos de superficie.

2. ENSAYOS DE CARACTERIZACION

Los tendones objeto de la investigación son barras comerciales de superficie lisa y de 36 mm de diámetro. La composición química del acero y las propiedades mecánicas convencionales, que efectivamente corresponden a un acero de alta resistencia, figuran en la tabla 1. Como característica adicional del acero es digna de mención su gran homogeneidad, puesta de manifiesto por la variación prácticamente nula de los valores anteriores en los diferentes ensayos realizados. A partir de dichos valores es inmediato deducir que la capacidad resistente de una barra es de 1308 kN. La curva tensión-deformación, obtenida ensayando directamente las barras de 36 mm, puede observarse en la figura 1.

Tabla 1. Composición química y propiedades mecánicas del acero de los tendones estudiados.

Composición química	
Carbono	0,65 %
Silicio	0,70 %
Manganeso	1,20 %
Fósforo	0,014 %
Azufre	0,018 %
Vanadio	0,25 %
Propiedades mecánicas	
Módulo de elasticidad	208 GPa
Límite elástico	1143 MPa
Resistencia a tracción	1285 MPa
Deformación bajo carga máxima	6,7 %
Estricción	No se observa

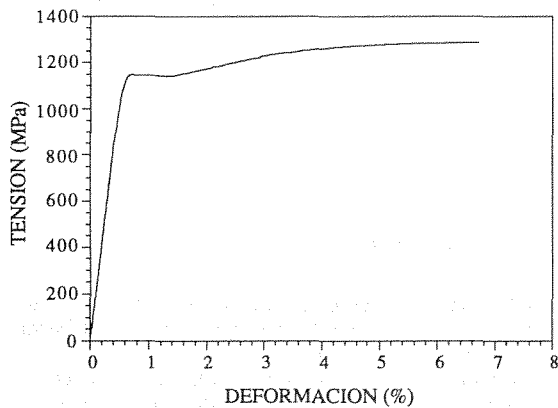


Fig. 1. Curva tensión-deformación del acero de alta resistencia.

La tenacidad de fractura del acero se ha medido por los procedimientos que establecen las normas ASTM E 399 [1] y ASTM E 1304 [2], obteniéndose en ambos casos resultados prácticamente idénticos. Para aplicar la primera norma se extrajeron de las barras probetas SEBS (Single Edge Bend Specimen) de 16 mm de espesor y para aplicar la segunda, probetas SBS (Short Bar Specimen) de 19,5 mm de anchura. Como puede observarse en las figuras 2 y 3, las posiciones de las probetas respecto a las barras se eligieron de modo que los planos de propagación de la fisura fuesen planos transversales a la barra en el caso de las probetas de flexión, y transversales y longitudinales en el caso de las probetas SBS.

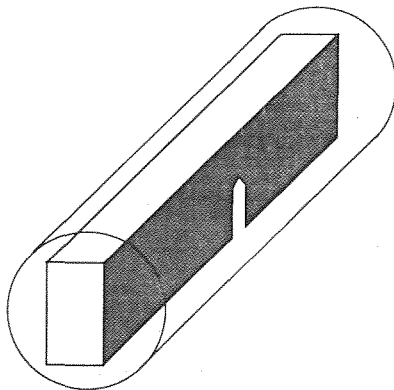


Fig. 2. Posición de las probetas de flexión respecto de las barras.

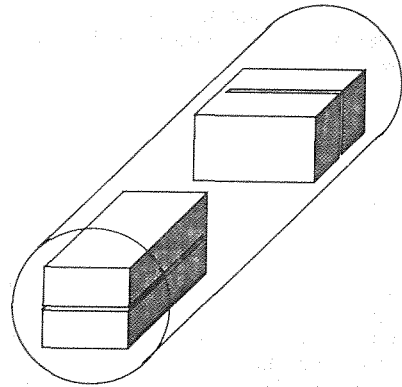


Fig. 3. Posición de las probetas SBS respecto de las barras.

Las series de valores de la tenacidad de fractura resultantes de los ensayos son muy uniformes y apenas difieren entre sí, a pesar de que una de las medidas corresponde a un plano de fractura distinto de las demás:

Norma ASTM E 399: (plano transversal)	33, 32 y 33 MPa√m
Norma ASTM E 1304 (plano transversal)	36, 35 y 35 MPa√m
Norma ASTM E 1304 (plano longitudinal)	33 MPa√m

La baja tenacidad obtenida ($K_{Ic} = 33-35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$) indica que se trata de un material sumamente frágil, circunstancia que confirman los registros carga-COD obtenidos en los ensayos.

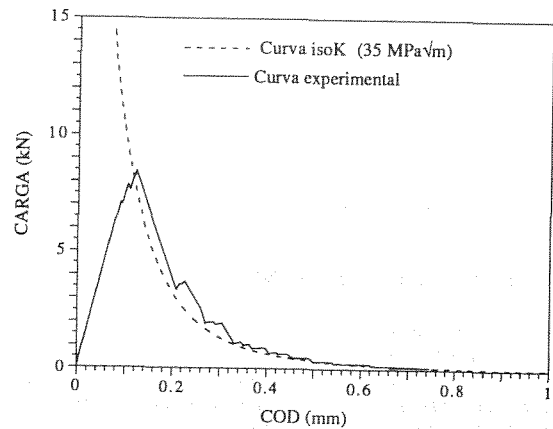


Fig. 4. Registro obtenido en los ensayos con probetas de flexión.

La figura 4 es un ejemplo característico de los registros correspondientes a las probetas de flexión. La rama de descarga que presenta indica roturas sucesivas que se repiten escalonadamente hasta que la probeta se separa en dos mitades. En cada escalón la propagación de la fisura se interrumpe después de iniciada y continúa cuando la carga vuelve a crecer. El fenómeno corresponde a un proceso de fractura frágil cuasiestable, durante el cual la fisura absorbe en todo instante la misma energía de fractura, ya que crece bajo un factor de intensidad de tensiones constante. En efecto, la curva teórica carga-COD correspondiente a la propagación de la fisura bajo tales condiciones, con $K_I = 35 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, también se ha representado en la figura 4 y como puede verse, coincide sensiblemente con la rama de descarga del ensayo.

Esta curva teórica ha sido determinada a partir de expresiones de la flexibilidad de la probeta y del factor de intensidad de tensiones del tipo:

$$K_I = \frac{4P}{B\sqrt{W}} f\left(\frac{a}{W}\right) \tag{1}$$

$$\frac{COD}{P} = \frac{24}{BE} g\left(\frac{a}{W}\right) \tag{2}$$

que figuran en la referencia [3] y en las cuales P representa la carga aplicada, W el canto de la probeta, B el espesor, a la longitud de fisura, E el módulo de elasticidad, y f(·) y g(·) son funciones dadas. Eliminando entre las dos ecuaciones la longitud de fisura, se obtiene la ecuación de la curva representada en la figura para el valor indicado del factor de intensidad de tensiones.

Los registros carga-COD de los ensayos realizados con probetas SBS confirman asimismo el carácter frágil del acero, ya que, como se ve en la figura 5, la propagación de la fisura es estable y se produce por escalones hasta llegar a carga máxima. Por tanto, cualitativamente dicha propagación se ajusta a las previsiones teóricas del ensayo, basadas en la hipótesis de material frágil con energía específica de fractura constante.

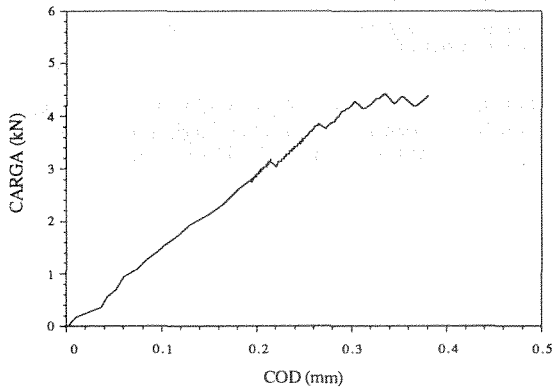


Fig. 5. Registro obtenido en los ensayos con probetas SBS.

3.TOLERANCIA AL DAÑO. VALOR TEORICO.

La evaluación teórica de la tolerancia al daño en un sólido con defectos requiere la aplicación de un criterio de fractura que relacione la carga de rotura con las dimensiones del defecto y con las propiedades resistentes del material. En el caso de tendones, la carga de rotura a evaluar es su capacidad resistente a tracción, por ser ese el tipo de esfuerzo al que están sometidos en servicio. En cuanto a la configuración geométrica de los defectos, la más adecuada es la que aparece en la figura 6, teniendo en cuenta que para defectos de superficie, los parámetros más críticos a priori son la profundidad y el radio de curvatura del borde.



Fig. 6. Defecto superficial para evaluar la tolerancia al daño.

Así pues, el tipo de defecto a considerar son entallas de profundidad y radio de curvatura variables, para las cuales no

existe un criterio de rotura universal, salvo en dos casos límite:

- Cuando el material rompa frágilmente y la entalla es realmente una fisura (radio de curvatura nulo).
- Cuando el material rompa después de agotarse plásticamente y por tanto la carga de rotura y la de agotamiento plástico coinciden (rotura dúctil). En este caso el defecto sólo representa una pérdida de sección resistente y el radio de curvatura no influye en la carga de rotura. La aplicación del criterio de rotura frágil sólo requiere conocer el factor de intensidad de tensiones para el problema en estudio, porque la carga de rotura se determina igualando el factor K_I y la tenacidad de fractura del material, K_{Ic} . En el caso de una barra cilíndrica dañada por una fisura de superficie y solicitada a tracción, dicho factor ha sido determinado por métodos numéricos [4] y fotoelásticos [5], y la carga de rotura P puede obtenerse en función de la profundidad de fisura a y del diámetro D de la barra. Para la expresión de K_I dada en la referencia [4] se tiene:

$$P = \frac{\sqrt{\pi}}{4} K_{Ic} D^{3/2} M_f\left(\frac{a}{D}\right) \tag{3}$$

donde $M_f(\cdot)$ es la función adimensional:

$$M_f(x) = \frac{1}{\sqrt{x(1,0806 + 0,6386x - 2,4445x^2 + 13,463x^3)}} \tag{4}$$

La aplicación del criterio de rotura dúctil se reduce a calcular el valor de una fuerza aplicada según el eje de la barra que sea equivalente a la distribución de tensiones de la figura 7, la cual corresponde al agotamiento plástico de la sección fisurada suponiendo que el material de la barra es un sólido elastoplástico perfecto de tensión de plastificación σ_Y

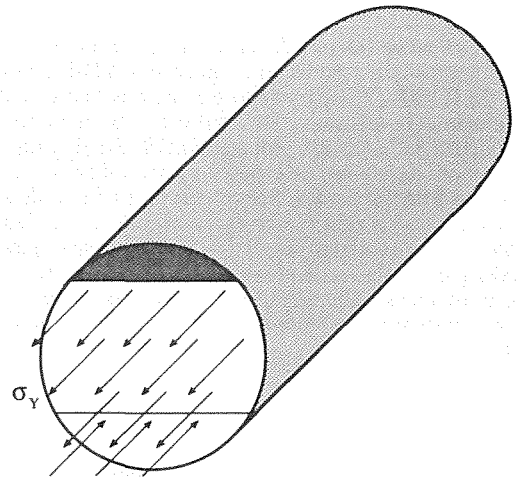


Fig. 7. Agotamiento plástico de una barra con un defecto de superficie.

La solución que se obtiene viene dada por la expresión:

$$P = \sigma_Y D^2 M_d\left(\frac{a}{D}\right) \tag{5}$$

donde $M_d(\cdot)$ es la función adimensional:

$$M_d(x) = \frac{\pi}{4} - \frac{1}{4} \arccos(1-2x) - \frac{1}{2} \arcsen\left(2^{2/3}\sqrt{x-x^2}\right) + (1-2x)\sqrt{x-x^2} + 2^{2/3}\sqrt{x-x^2}\sqrt{1-2^{4/3}(x-x^2)} \tag{6}$$

El resultado de aplicar ambos criterios de rotura a las barras de 36 mm de diámetro objeto del trabajo puede apreciarse en la figura 8, donde se ha representado gráficamente la carga de rotura deducida de las ecuaciones (3) y (4) frente a la profundidad de defecto. De acuerdo con los resultados experimentales, los valores de las magnitudes K_{Ic} y σ_y empleados en los cálculos han sido 33 MPa√m y 1214 MPa, respectivamente, este último, el valor medio del límite elástico y la resistencia a tracción del acero.

Las dos curvas obtenidas constituyen las cotas superior e inferior de la tolerancia al daño y ponen de manifiesto el efecto tan negativo que ejerce la baja tenacidad del material en el caso de barras fisuradas. El mínimo tamaño de fisura a partir del cual las barras rompen frágilmente es apenas 0,3 mm, y ya con una fisura de 1 mm de profundidad la capacidad resistente de la barra se reduce en más del 50 % respecto a la que tendría si el material rompiera dúctilmente, que casi no difiere de la correspondiente a una barra sin defectos. Como puede verse en la figura, estos valores cambian sustancialmente para tenacidades de fractura del orden de 100 MPa√m, que se han medido en otros aceros de alta resistencia [6].

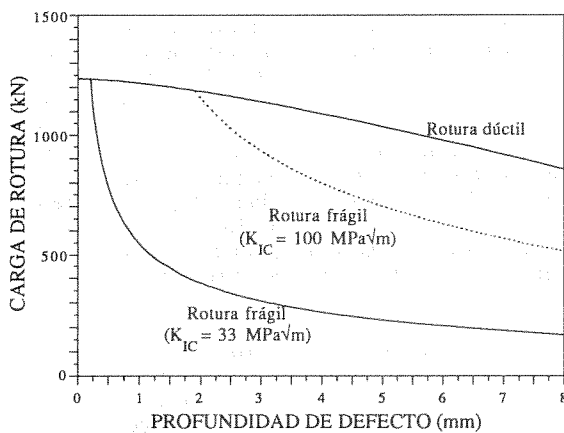


Fig. 8. Tolerancia al daño de barras con defectos de superficie.

4. TOLERANCIA AL DAÑO. ENSAYOS.

Los datos experimentales de tolerancia al daño correspondientes a las barras en estudio proceden de ensayos realizados al efecto y de roturas ocurridas en servicio. Los ensayos consistieron en someter barras de 50 cm de longitud, con una entalla en el centro como la de la figura 6, a una carga creciente de tracción hasta causar su rotura. Se instrumentaron con dos extensómetros, uno de ellos situado en la zona de deformación uniforme de la probeta y el otro enfrentado a la entalla con el fin de obtener una medida de la deformación debida a la entalla y detectar cualquier rotura parcial que pudiera producirse antes de la rotura última. El número total de ensayos realizados fue de diez, con tres valores del radio de curvatura de entalla. Las entallas de menor radio fueron hechas con sierra de hilo, mientras que las dos restantes se hicieron por electroerosión.

La tabla 2 recoge los datos y resultados más significativos de los ensayos (profundidad a y radio de curvatura R de la entalla, carga de rotura P, y alargamientos unitarios de rotura ϵ_c y $\epsilon_{m\%}$ en la entalla y en la zona de deformación uniforme, respectivamente. A estos datos cabe añadir que antes de la rotura final los registros carga-deformación no revelaron ninguna rotura parcial, pero si la plastificación total de la sección entallada en los siete ensayos señalados con un asterisco en la tabla 2. Como muestra de los registros obteni-

dos, en la figura 9 aparece representada la carga frente al alargamiento unitario en la zona de entalla para tres de las probetas ensayadas, junto con la misma curva para una barra sin defectos.

Tabla 2. Ensayos de tolerancia al daño con barras entalladas.

Ensayo	R(mm)	a(mm)	P(kN)	$\epsilon_{m\%}$	ϵ_c (%)
1*	0,08	0,5	>1211	>3,40	>3,67
2	0,08	2,5	818	0,38	0,47
3	0,08	4,3	567	0,27	0,39
4*	0,5	0,5	1128	2,78	3,65
5*	0,5	1,0	1160	0,88	1,42
6*	0,5	2,0	1153	0,62	0,95
7	0,5	4,0	743	0,34	0,51
8*	1	1,0	1218	2,50	2,89
9*	1	2,0	1158	0,65	1,54
10*	1	4,0	1097	0,51	1,21

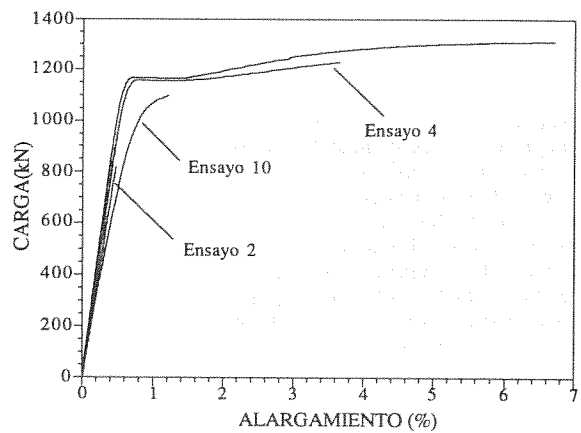


Fig. 9. Curvas carga-alargamiento de barras entalladas.

Los datos de roturas en servicio se limitan a dos casos de barras solicitadas bajo cargas de tracción de 400 y 600 kN, cuyo análisis fractográfico reveló la existencia de sendas fisuras, de profundidades respectivas 1,50 y 0,92 mm, generadas con anterioridad al colapso de las barras.

5. ANALISIS DE RESULTADOS

Los resultados analíticos y los datos experimentales disponibles para la evaluación de la tolerancia al daño de las barras se recogen conjuntamente en el diagrama carga de rotura-profundidad de defecto de la figura 10.

La representación gráfica pone de relieve que todos los resultados experimentales se sitúan entre las dos curvas límite de tolerancia al daño deducidas teóricamente. Los puntos que representan las roturas ocasionadas por fisuras están situados sobre la curva de rotura frágil para este tipo de defectos, mientras que los correspondientes a las roturas en entallas están sobre la curva de agotamiento plástico en todos los casos en que la rotura tuvo lugar después de la plastificación total de la sección entallada (rotura dúctil).

Únicamente se sitúan entre ambas curvas los casos de entallas causantes de la rotura antes de la plastificación total. La calificación de frágil o dúctil ha de entenderse en sentido macroscópico, porque el mecanismo físico de rotura que se observa en el microscopio electrónico es el mismo en todos los casos: cuasiclivaje.

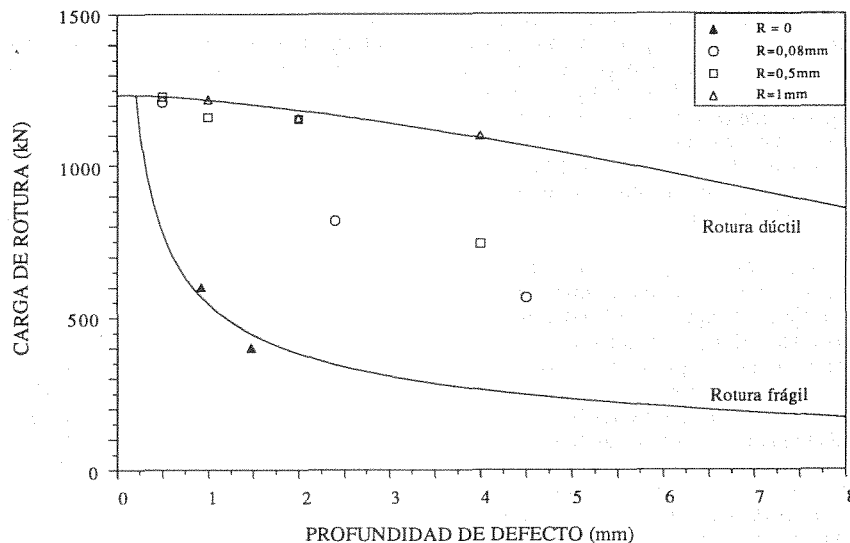


Figura 10.—Resultados teóricos y experimentales de tolerancia al daño.

Como cabía esperar, en tales casos la tolerancia al daño disminuye con la profundidad de entalla y aumenta con el radio de curvatura. Asimismo, es posible comprobar que en todos ellos la rotura es posterior al comienzo de la plastificación de la entalla. Para hacerlo estrictamente sería preciso conocer el factor de concentración de tensiones para la barra entallada de la figura 6, pero ante la falta de este dato, se puede estimar dicho factor adoptando el correspondiente a un semiespacio con una entalla de igual profundidad y radio de curvatura, solicitado a tracción, es decir [7]:

$$K_t = 3 \left(\frac{a}{R} \right)^{0,442} \quad (7)$$

Suponiendo que el estado tensional en el fondo de la entalla es de deformación plana según el plano longitudinal de simetría de la barra, la carga de comienzo de la plastificación, P_i , viene dada por la expresión:

$$P_i = \frac{P_Y}{K_t \sqrt{1 - \nu + \nu^2}} \quad (8)$$

donde P_Y es la carga de plastificación de las barras sin defectos, 1163 kN, y ν el coeficiente de Poisson. Los valores numéricos que resultan de aplicar estas dos ecuaciones a las tres barras rotas antes de la plastificación total, apenas alcanzan la tercera parte de la carga de rotura, lo que constituye una clara indicación de que dicha rotura tiene lugar en régimen de plasticidad contenida.

Esta interpretación de los resultados explica satisfactoriamente el comportamiento de las barras y permite constatar que la baja tenacidad del acero influye muy negativamente en la tolerancia al daño, pero sólo para defectos tipo fisura, porque para entallas con radios de curvatura tan pequeños como 0,08 mm la tolerancia mejora notablemente. Esta aparente falta de continuidad en el comportamiento de las barras no lo es tanto si se tiene en cuenta que una fisura ideal se transforma en una entalla debido los cambios finitos de geometría que experimenta por efecto de las cargas aplicadas y que, de acuerdo con el modelo teórico desarrollado en la referencia [8], su radio de curvatura en el momento de rotura viene dado por la expresión:

$$R = 0,307 \frac{K_{Ic}^2}{E\sigma_Y} \quad (9)$$

cuyo valor para el acero de las barras es del orden de 1,5 μm , esto es, 50 veces inferior al menor radio de entalla ensayado.

Un aspecto importante en la evaluación de la tolerancia al daño sería la determinación de la combinación de valores de a y de R a partir de la cual las barras fallan por colapso plástico, pero la solución de este problema por vía teórica requiere la aplicación de un criterio de rotura en entallas de validez general, que aún no ha sido desarrollado. No obstante, los resultados obtenidos en esta investigación parecen indicar que todas las roturas observadas están gobernadas por un criterio local de máxima deformación, es decir, por la condición de que la deformación plástica supere un valor crítico sobre una distancia característica determinada por la microestructura del material [9].

En el caso de las roturas originadas por fisuras la baja tenacidad de fractura del acero indica que en el momento de rotura la zona plástica desarrollada en el extremo de la fisura es pequeña. En esas condiciones se produce una intensa concentración de deformaciones plásticas [8], acorde con la condición de rotura que establece el criterio. En una entalla la evolución de la zona plástica y de la deformación en su interior es más complicada, pero también concuerda con la interpretación de que las roturas observadas responden a un criterio de máxima deformación. Durante el periodo inicial de la fase de plasticidad contenida, tanto la zona plástica como la deformación crecen con la carga, para a continuación estabilizarse la primera y continuar creciendo la segunda hasta alcanzar la fase de plasticidad extendida, en la cual se invierte el proceso. Por consiguiente, de acuerdo con el criterio, la rotura tendrá lugar en una u otra fase dependiendo de que la deformación crítica sea o no superada en la fase de plasticidad contenida, es decir, la rotura puede producirse antes o después del agotamiento plástico de la barra. El factor determinante es el valor de la máxima deformación plástica alcanzada durante la fase de plasticidad contenida, el cual, para un tipo de barra dado, sólo depende de la geometría de la entalla.

6. CONCLUSIONES

La aplicación de la Mecánica de Fractura ha permitido establecer que la tolerancia al daño de tendones afectados por defectos de superficie, está acotada entre dos límites correspondientes correspondientes a comportamientos extremos del material, rotura frágil y agotamiento plástico. Aunque para el caso estudiado dichos límites se hallan sensiblemente separados debido a la baja tenacidad del material, los resultados experimentales indican, salvo para defectos asími-

lables a fisuras, una tolerancia al daño muy cercana a la óptima, es decir, rotura por agotamiento plástico. Por lo tanto, se concluye que la protección de los tendones estudiados frente a defectos del tipo fisura es de fundamental importancia.

7. AGRADECIMIENTOS

Los autores desean expresar su agradecimiento al ingeniero D. Javier Rui-Wamba y al profesor D.Federico Gutiérrez-Solana por la colaboración prestada en la realización de este trabajo.

8. REFERENCIAS

- [1] Norma ASTM E 399-83 "Standard Test Method for Plane-Strain Fracture Toughness of Metallic Materials" (1983).
- [2] Norma ASTM E 1304-89 "Standard Test Method for Plane-Strain (Chevron Notch) Fracture Toughness of Metallic Materials" (1989).
- [3] Norma ASTM E 813-88 "Standard Test Method for J_{IC} , A Measure of Fracture Toughness" (1988).
- [4] Astiz, M.A., "An incompatible singular elastic element for two and three-dimensional crack problems", International Journal of Fracture, **31**, pp. 105-123 (1986).
- [5] Valiente, A., Elices, M., Morton, J. "Determinación de factores de intensidad de tensiones mediante la utilización de técnicas fotoelásticas con modelos entallados", Anales de Física, Serie B, **77**, pp. 122-129 (1981).
- [6] Elices, M., "Fracture of steels for reinforcing and prestressing concrete", en Fracture mechanics of concrete: Structural application and numerical calculation, ed. G.C. Sih y A. DiTommaso, Martinus Nijhoff (1985).
- [7] Peterson, R.E. "Stress Concentration Factors", John Wiley & Sons, (1974).
- [8] Rice, J.R. y Johnson, M.A. "The role of large crack tip geometry changes in plane strain fracture", en Inelastic Behavior of Solids, ed. M.F. Kanninen y otros, McGraw-Hill, pp. 641-672 (1970).
- [9] Mackenzie, A.C., Hancock, J.W. y Brown, D.K. "On the influence of state of stress on ductile failure initiation in high strength steels", Engineering Fracture Mechanics, **9**, 167-188 (1977).

FENOMENOS DE ROTURA DEL RECUBRIMIENTO DURANTE EL CONFORMADO DE CHAPAS GALVANIZADAS

D. Laverde Cataño*, J. Fernández Díaz**, E. Villanueva Arnáiz***, J.I. Larburu Ereño*** y J. Gil Sevillano*.

*CEIT, Centro de Estudios e Investigaciones Técnicas de Guipúzcoa
P. Manuel de Lardizábal, 15, 20009-San Sebastián, España.

**Escuela Superior de Ingenieros Industriales (Universidad de Navarra)
P. Manuel de Lardizábal, 13, 20009-San Sebastián, España.

***AHV, Altos Hornos de Vizcaya S.A., I + D
Apdo. 116, 48080 Bilbao, España.

RESUMEN. Durante el conformado, el recubrimiento de zinc de las chapas galvanizadas puede sufrir daños que merman su capacidad protectora anticorrosión. Aunque los granos de zinc son susceptibles de comportamiento dúctil, las fronteras intergranulares y la intercara zinc-acero muestran una débil cohesión y, al menos para grandes deformaciones, se observan también roturas transgranulares por clivaje y por mecanismos dúctiles. Se describen observaciones de estos procesos, intentándose una caracterización cuantitativa de los mismos y su interpretación, en lo posible, en términos de la Mecánica de la Fractura.

ABSTRACT. The zinc coating of hot-dip galvanized steel sheets is damaged during forming operations, losing some fraction of its corrosion protective ability. Its grain boundaries and the zinc-steel interface show symptoms of very weak interfacial cohesion. Moreover, zinc crystals are prone to cleave if properly oriented and transgranular ductile damage can be generated from interface flaws and lead inclusions. This paper shows examples of those fracture mechanisms and attempts to quantify their development with an aim to derive some values of intrinsic fracture parameters of the coatings.

1. INTRODUCCION

El recubrimiento anticorrosión de las chapas de acero galvanizadas en continuo por inmersión en baño de zinc fundido (HDG) está generalmente constituido por granos de apariencia columnar (con sus fronteras aproximadamente perpendiculares al plano de la chapa), cuyo tamaño, D , es superior al espesor del recubrimiento, t , incluso en las calidades de grano fino ("flor mínima"). Para muchas aplicaciones, la chapa galvanizada debe conformarse plásticamente y, aunque en esas operaciones no se alcancen los límites de conformado globales de la chapa (definidos por la curva de deformaciones límite para alcanzar la estricción localizada, FLD), el recubrimiento puede sufrir daños locales que merman su capacidad protectora. En concreto, aunque los granos de zinc son susceptibles de comportamiento dúctil, sus fronteras intergranulares y la intercara zinc-acero, constituida por una fina capa de aleación Zn-Al-Fe, muestran una débil cohesión interfacial. Los cristales de zinc también pueden romperse transgranularmente por clivaje de los planos basales y, finalmente, por

rotura dúctil, al menos para grandes deformaciones.

Las chapas de acero HDG para conformado de piezas o paneles tienen un espesor de orden de un milímetro (0,7 mm es un espesor corriente) y el de los recubrimientos oscila entre 15 y 25 μm . Por razones estéticas, tanto si se usan con el recubrimiento HDG a la vista o pintadas, el galvanizado incluye un proceso dirigido a minimizar el grano (soplado de polvo de zinc de aprox. $1\mu\text{m}^{\phi}$ sobre la película líquida a la salida de la cuba de galvanizado), obteniéndose granos de 100 a 500 μm (intersección lineal sobre el plano de la chapa) que presentan una fortísima orientación preferente, con el plano basal (0001) paralelo al plano de la chapa y una distribución aleatoria de orientaciones transversales. La textura parece ser fruto de un crecimiento lateral preferente de los frentes $\langle 10\bar{1}0 \rangle$ {0001} de solidificación [1, 2]. Las direcciones $\langle 10\bar{1}0 \rangle$ son las de crecimiento dendrítico en el zinc. La intensidad de la textura basal se ve favorecida por la promoción de la nucleación para minimizar el grano, directamente buscada, y por la