

## FRACTURA DE UN ELEMENTO DE ACERO PERTENECIENTE A UNA GRÚA SITUADA EN AMBIENTE MARINO.

J.M. Gallardo, E.J. Herrera, L. Soria y J. A. Rodríguez

Grupo de Metalurgia e Ingeniería de los Materiales,  
Escuela Superior de Ingenieros,  
Avda. Reina Mercedes s/n. 41012 Sevilla

**Resumen.** Se han estudiado las características geométricas y las propiedades metalúrgicas del tirante roto, que están de acuerdo con las especificaciones de diseño. El proceso de rotura, causado por fatiga, se ha modelado a partir de medidas por SEM de la velocidad real de crecimiento de la grieta. Se concluye que la rotura ha sido debida a fatiga con corrosión. Finalmente, se hacen recomendaciones para un diseño más conveniente.

**Abstract.** Metallurgical properties and geometrical characteristics of the broken rod are in agreement with original design. The fatigue failure has been modelled on the basis of SEM measurements of the actual rate of crack growth. It is concluded that failure was due to corrosion-fatigue. An improved design is suggested.

### 1. INTRODUCCIÓN

Un tirante de anclaje y tensado del cable de tracción del carro porta-cuchara de una grúa de descarga, situada en un puerto marino, había roto a los diez años de servicio, equivalentes a 10000 horas netas de trabajo discontinuo. Este tirante formaba parte de un grupo de cuatro en paralelo que desempeñaba dicha función (Fig.1).

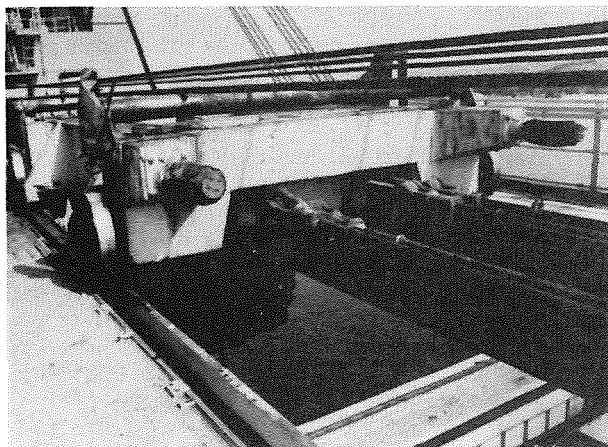


Fig.1. Detalle del carro porta-cuchara, mostrando los cuatro tirantes de anclaje y tensado.

El componente estaba fabricado en acero UNE F-1120 normalizado (un acero similar al AISI-SAE 1029). La mitad del elemento era de sección cuadrada (75x75 mm), y la otra mitad, una barra de rosca cuadrada de 70 mm de diámetro (Fig.2).

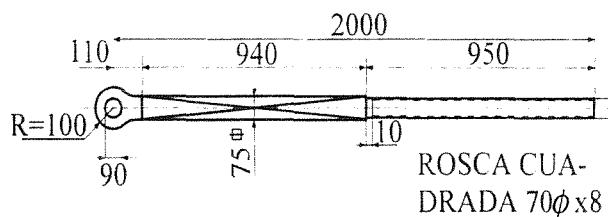


Fig.2. Esquema del tirante.

El trabajo de este tirante consiste en servir de nexo entre el carro porta-cuchara y los cables de tracción de dicho carro. Los esfuerzos se realizan en el movimiento del carro hacia el extremo del puntal de la grúa, existiendo otros mecanismos responsables del retroceso del carro. Una función complementaria consiste en el tensado de los cables de tracción para obtener un equilibrado de los

esfuerzos realizados por los cuatro conjuntos tirantes-cable gemelos, que tiran del carro.

## 2. OBSERVACIONES VISUALES

La rotura del tirante se ha producido al comienzo de la zona roscada (Fig.3). No se ha producido cerca de la tuerca sino cerca del inicio de la rosca, junto al cambio de sección entre la parte cuadrada y redonda (roscada) del tirante. La fractura parte del fondo de un filete, en concreto de una de las esquinas que forma la rosca cuadrada. La figura 4 muestra de perfil la zona de rotura en una sección longitudinal del tirante, correspondiente al lado del vástago cuadrado. La fractura se ha iniciado en el segundo filete de rosca, pudiéndose, así mismo, contemplar una gran grieta en el fondo del primer filete.

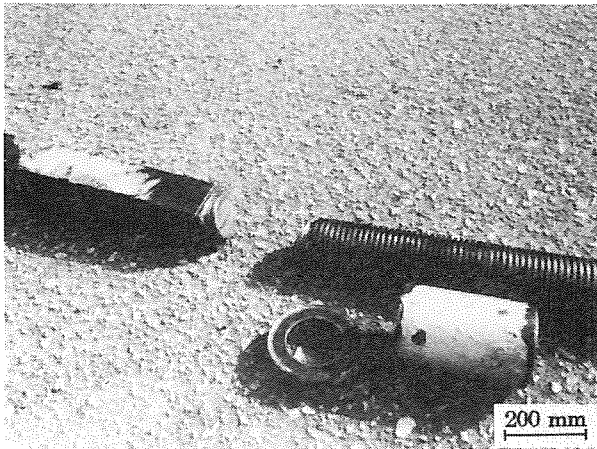


Fig.3. Vista general del tirante roto.

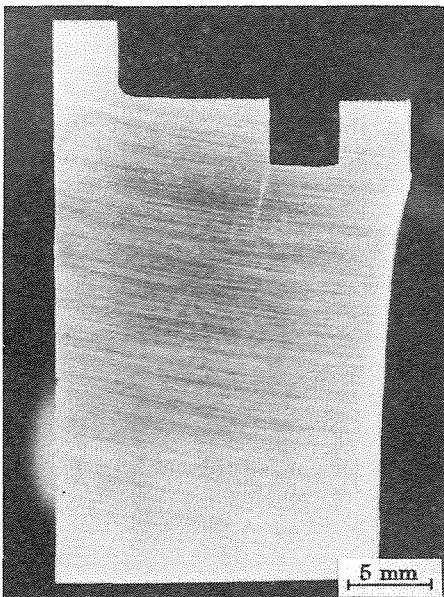


Fig.4. Sección longitudinal de la parte cuadrada del tirante, donde se aprecia el lugar de la rotura (derecha de la figura) y una grieta de 5 mm en el primer filete.

La superficie de fractura es típica de fatiga, con casi un 90% de la sección mostrando líneas de detención de grieta (beach marks). El 10% restante (262 mm<sup>2</sup>) corresponde a la zona de rotura catastrófica. El aspecto de la superficie fracturada, del lado de la parte roscada del tirante, se ilustra en la figura 5. Existen marcas de oxidación a intervalos, lo que pone de manifiesto la acción de la humedad y ambiente salino en el fondo de la grieta. La inhomogeneidad de la oxidación puede relacionarse con períodos de diferente actividad del avance de la grieta que originan oxidaciones diferenciales en su fondo. La forma de la grieta de fatiga es, al menos hasta la mitad de la sección considerada, aproximadamente semielíptica, siendo el semieje mayor unas cinco veces mayor que el menor.

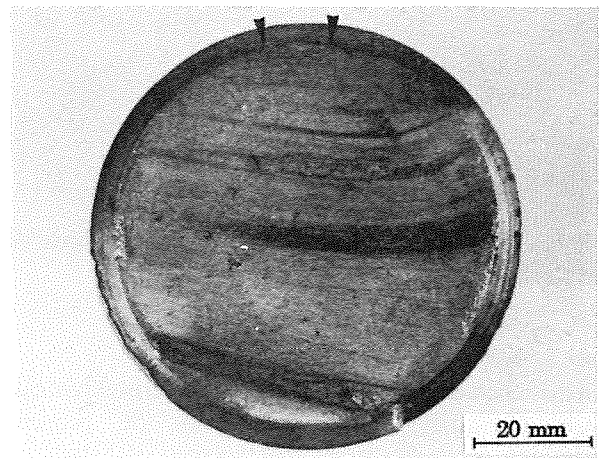


Fig.5. Aspecto de la superficie de fractura del lado de la parte roscada del tirante. Las flechas indican el inicio de la fractura.

## 3. ENSAYOS Y DISCUSIÓN

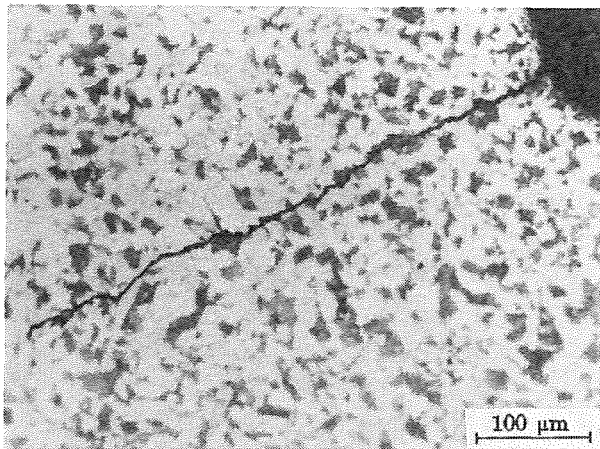
### 3.1. Análisis químico y metalografía

El análisis químico realizado indica que se trata de un acero no aleado de composición 0.27%C, 0.75%Mn, 0.18%Si, 0.011%S y 0.023%P. Esta composición cumple lo especificado en la norma UNE 36-011-75 para el acero F1120, que es el indicado en los planos de la pieza.

La estructura metalográfica en el interior del tirante corresponde a la de un acero bruto de laminación, o más probablemente normalizado, con un bandeo de ferrita/perlita orientado en la dirección longitudinal del tirante. Dicha estructura es consecuente con las especificaciones. El tamaño de grano ferrítico es ASTM 8, lo que corresponde a un diámetro medio de 20  $\mu$ m.

El examen metalográfico ha permitido, además, observar

que la grieta que parte del fondo del primer filete (Fig.4), progresa parcialmente de forma intercrystalina, presentando pequeñas grietas secundarias. La figura 6 muestra su aspecto en una distinta localización. La microscopía electrónica de barrido (SEM), como se indica más adelante, detecta también la presencia de grietas secundarias en la superficie de rotura.



**Fig.6.** Grieta, parcialmente intercrystalina, que parte de un fondo de rosca.

La existencia de grietas parcialmente intercrystalinas, que muestran agrietamientos secundarios de pequeña extensión, puede asociarse [3] al fenómeno de fatiga con corrosión. En este fenómeno el número y longitud de los agrietamientos secundarios es muy inferior al de la corrosión bajo tensión [4]. Precisamente, en el interior de la grieta se ha detectado la presencia de compuestos de cloro, lo que puede atribuirse a la existencia de productos de corrosión propios del ambiente salino.

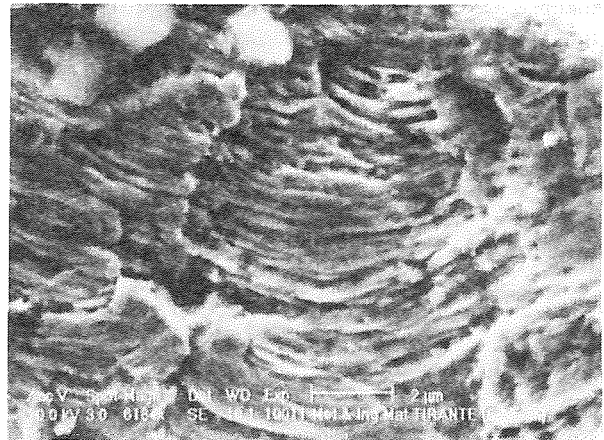
### 3.2. Ensayos mecánicos

La dureza Rockwell B medida es de 75.5 HRb, equivalente a 138 BH. La norma indica que este acero debe tener una dureza en estado bruto de laminación inferior a 130-190 BH (que podría aumentar ligeramente en el normalizado), lo que concuerda con el valor medido. En base a estos datos, puede estimarse [5] que la carga de rotura del acero es de, aproximadamente, 46 kg/mm<sup>2</sup> (450 MPa). Este valor concuerda con lo indicado en la norma UNE 36-011-75, que, para el diámetro de la pieza, especifica una carga de rotura comprendida entre 42 y 62 kg/mm<sup>2</sup>.

### 3.3. Microfractografía

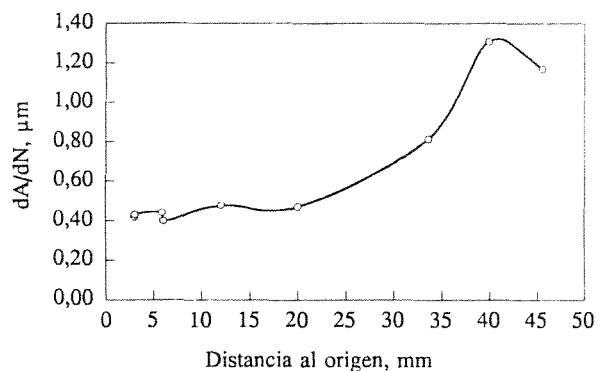
La observación de la superficie de rotura mediante SEM confirma que el fallo se ha producido por fatiga. La figura 7, correspondiente a la zona de marcas

conchoidales de la superficie de rotura, muestra las características estriaciones de los fallos por fatiga. En la misma zona de marcas conchoidales se observa, a bajos aumentos, la existencia de agrietamientos secundarios, y que la rotura tiene un cierto carácter intercrystalino. Estas características morfológicas, como ya se ha mencionado, pueden ser indicativas de un proceso de fatiga con corrosión. La zona de rotura final presenta características propias de fractura mixta dúctil-frágil, ya que se observa la presencia tanto de los típicos hoyuelos (dimples) como de regiones planas, representativas de fractura transgranular.



**Fig.7.** Típicas estriaciones de fatiga observadas por SEM.

Se ha medido el avance medio de la grieta por ciclo ( $da/dN$ ) en función de la distancia al origen de la grieta, representándose los valores obtenidos en la figura 8.



**Fig.8.** Velocidad de crecimiento de la grieta de fatiga en función de la distancia. Valores medidos por SEM.

### 3.4. Medidas de rugosidad

La medida de la rugosidad superficial de los filetes de rosca arroja un valor medio de 21.4  $\mu\text{m}$ , lo que

corresponde aproximadamente a una terminación ISO de N11 (∩). Se trata de una rugosidad basta que puede apreciarse a simple vista, si bien es el grado de acabado aconsejado por el fabricante. Debe tenerse en cuenta que el acabado superficial de las piezas sometidas a fatiga tiene una importancia capital en el período necesario para la formación de las primeras grietas superficiales [2].

3.5. Modelado en base a la Mecánica de la Fractura

Se ha hecho un cálculo estimativo de la vida a fatiga (N) del tirante fallado, a partir de la ecuación de Paris

$$\frac{da}{dN} = C (\Delta K)^n \tag{1}$$

donde los valores de las constantes C y n dependen de la microestructura (aunque ligeramente), la tensión media aplicada, el medio y el espesor [6]; ΔK, que mide la máxima variación del factor de intensidad de tensiones a lo largo del ciclo, puede calcularse por:

$$\Delta K = Y \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \tag{2}$$

El factor geométrico Y, para el caso considerado, puede calcularse según Toribio y otros [7], para las condiciones más desfavorables, por la expresión:

$$Y = 0.968 - 0.581(a/d) + 5.786(a/d)^2 \tag{3}$$

donde a es el tamaño de la grieta y d, el diámetro interior del tirante.

Δσ, que es el margen de oscilación de la tensión media actuante sobre una sección transversal del tirante, alejada de la grieta, es, según cálculos, 20.7 MPa. Así mismo,  $R = \sigma_{\min} / \sigma_{\max}$  es igual a 0,27. El cálculo se ha realizado basándose en el diagrama de potencia rms (valores cuadráticos medios) del reductor de arrastre del carro porta-cuchara y la geometría de la catenaria de los cables de tracción, en reposo.

El cálculo de los valores de C y n se ha hecho a partir de los valores experimentales de crecimiento de grieta obtenidos por SEM y recogidos en la figura 8. En la figura 9, junto a otros datos, se han representado dichos valores, da/dN, frente al intervalo del factor de intensidad de tensiones ΔK. Pueden apreciarse en esta figura dos períodos de comportamiento distinto. Hasta un

valor de ΔK igual a 7.4 MPa.m<sup>1/2</sup>, correspondiente a un tamaño de grieta, a, igual a 2.01E-02 m, la velocidad de crecimiento es casi independiente de ΔK (n=0.097), siendo C igual a 3.97E-07. Para grietas mayores de dicho valor, n=0.86 y C=8.45E-08.

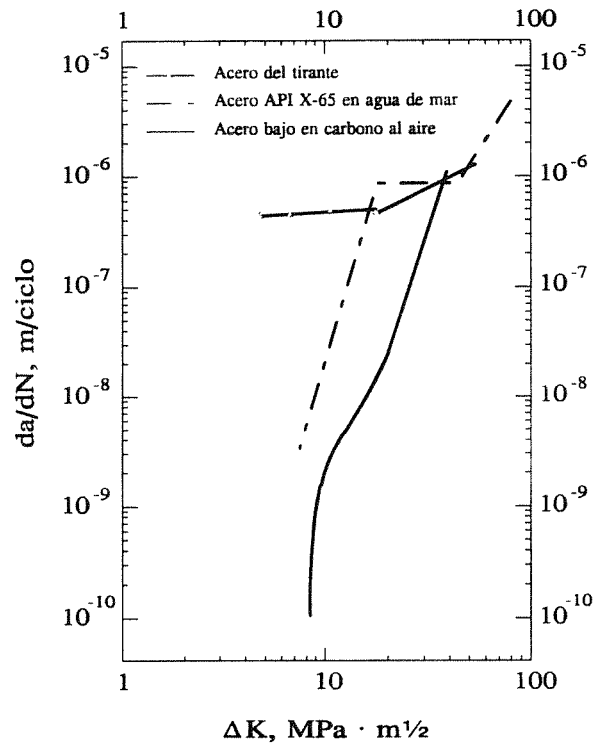


Fig.9. Velocidad de crecimiento de grieta frente al intervalo del factor de intensidad de tensiones para un acero bajo en carbono al aire, un API X-65 en agua de mar y el caso estudiado.

La integración de la ecuación de Paris permite determinar el número de ciclos necesarios para producir la rotura por fatiga. En dicho cálculo se han tenido en cuenta, como aparece en la figura 9, las dos etapas de crecimiento de la grieta. El tamaño inicial de la grieta a<sub>0</sub> se ha tomado igual a 1E-04 m, en base a las observaciones por SEM y al grado de rugosidad superficial de la pieza. El tamaño de grieta inicial calculado a partir del intervalo umbral del factor de intensidad de tensiones ΔK<sub>th</sub> es de aproximadamente 14 mm. Sin embargo, este valor resulta muy alto según las observaciones experimentales. Ello puede ser debido a la probable influencia del medio salino en la disminución del valor umbral. El tamaño de grieta final medido es de 57.2 mm. Esto nos permite plantear la expresión:

$$\int_0^N dN = \int_{1E-04}^{0.0201} \frac{da}{\left[ \left( 0.968 - 0.581 \frac{a}{0.062} + 5.786 \frac{a^2}{0.062^2} \right) 20.7 \sqrt{\pi a} \right]^{0.1}} + \int_{0.0201}^{0.0572} \frac{da}{\left[ \left( 0.968 - 0.581 \frac{a}{0.062} + 5.786 \frac{a^2}{0.062^2} \right) 20.7 \sqrt{\pi a} \right]^{0.86}} \quad (4)$$

Esta integración suministra un valor de  $N=82297$  ciclos necesarios para el crecimiento de la grieta desde  $100 \mu\text{m}$  hasta  $57.2 \text{ mm}$ . Este número de ciclos corresponde a 16 meses de servicio de la grúa. Por otra parte, el número de ciclos de trabajo del tirante durante los diez años de servicio de la grúa puede estimarse en  $600000$ . La diferencia con los ciclos calculados por integración de la ecuación de Paris debe corresponder a los ciclos necesarios para la formación de la grieta inicial de  $100 \mu\text{m}$ . Por tanto, si los cálculos anteriores son correctos, la progresión de la grieta se habría producido de forma muy rápida durante los últimos 16 meses.

En la figura 9 se ha representado la velocidad de crecimiento de grieta frente al intervalo del factor de intensidad de tensiones correspondientes al tirante investigado, un acero bajo en carbono al aire y un acero API X-65 en agua de mar [6]. La velocidad de crecimiento de la grieta medida es muy elevada en comparación con la velocidad de propagación de grietas en el aire, siendo casi del mismo orden que la velocidad en agua de mar. Se sabe que la velocidad de crecimiento puede aumentar por un factor de  $10^2$  a  $10^3$  en ambientes corrosivos, si la frecuencia de los ciclos de carga es lo suficientemente baja -menor de, aproximadamente,  $0.2 \text{ Hz}$  [6]- para permitir que exista corrosión en la punta de la grieta entre dos etapas sucesivas. La frecuencia de ciclo de carga en el caso estudiado es de solamente  $0.04 \text{ Hz}$ . Esto inclina a pensar que la grieta se ha propagado por un proceso de fatiga con corrosión. A favor de esta hipótesis están también la presencia de cloruros en el fondo de las grietas y las observaciones experimentales sobre la morfología de las mismas.

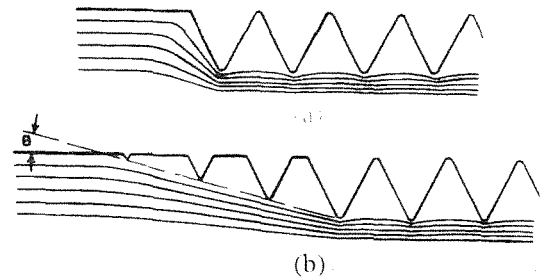
### 3.5. Ensayos no destructivos

La inspección por partículas magnéticas no detecta grietas en los tres tirantes no fallados. Esto puede deberse a diferencias en los niveles de esfuerzo a que han estado sometidos los distintos tirantes y, también posiblemente, a que las grietas sean de un tamaño menor

del crítico inicial (menor de  $100 \mu\text{m}$ ), lo que ha impedido su detección. Estas posibles grietas, sin embargo, podrían crecer con gran rapidez una vez iniciado el proceso de propagación por fatiga con corrosión.

## 4. CONSIDERACIONES SOBRE EL DISEÑO

El diseño de la rosca no ha sido el más apropiado, ya que favorece la concentración de tensiones en el primer filete de la rosca, como se esquematiza en la figura 10a [1]. Precisamente, se ha observado un importante agrietamiento en el primer filete de rosca (Fig.4), si bien la rotura se ha iniciado en el segundo filete. En relación a la geometría de la rosca, al objeto de reducir la concentración de tensiones, suele recomendarse la mecanización gradual de los primeros filetes, tal como se ilustra en la figura 10b. El ángulo de inclinación  $\theta$  debe ser inferior a  $15^\circ$  [1,2].



**Fig.10.** Concentración de tensiones en un elemento roscado (a) y mecanizado recomendado para reducción de las mismas (b), según [1].

Por otra parte el radio entre el fondo de la rosca y los filetes es extremadamente pequeño, habiéndose encontrado valores de entre  $60$  y  $80 \mu\text{m}$ . Sin duda, estos fondos de rosca agudos producen también concentración de tensiones. Así, Ritchie [8], ha mostrado que la concentración de tensiones es 1,5 veces mayor en la rosca Americana Standard, donde el fondo de rosca es agudo, que en la rosca Witworth, donde el fondo tiene forma de radio. Lamentablemente, la rosca cuadrada no está normalizada [9], por lo que no existen indicaciones acerca del radio aconsejable, pero en otra rosca de gran capacidad de transmisión de esfuerzos, como es la rosca trapezoidal tipo ACME, normalizada por ISO 2904, y que es preferible a la rosca cuadrada o rectangular [10], se recomienda, para el caso de un filete de paso  $8 \text{ mm}$  (diámetros nominales de entre  $24$  y  $240 \text{ mm}$ ) un radio del fondo del filete de  $0.5 \text{ mm}$ , es decir, unas siete veces superior al de la pieza siniestrada.

Todo lo anterior, unido al mal acabado, como se ha descrito en el apartado 3.4., pone de manifiesto que tanto

el diseño como la fabricación del componente es manifiestamente mejorable.

### 5. CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES

La fractura se ha producido por fatiga con corrosión. La rotura fue estimulada por un mal diseño, una alta rugosidad superficial y la presencia de una atmósfera marina.

Como medidas correctivas se proponen un nuevo diseño del elemento roto que incluya un radio de filete más generoso (0,5 mm), una disminución gradual de la altura del flanco de las primeras roscas y un buen acabado superficial (rugosidad ISO N6/N7). Así mismo, los tirantes deben ser protegidos contra la corrosión atmosférica marina por medio de revestimientos y grasas anticorrosivas. Además, los tirantes no fracturados deben ensayarse anualmente, para detectar la posible aparición de grietas, por medios no destructivos.

### 6. REFERENCIAS

- [1] Cottell, G.A., "Some common stress raisers in engineering parts", en Failure Analysis: The British Engine Technical Reports (Ed. Hutchings, F.R. y Unterweiser, P.M.) pp.99-120, ASM, Metals Park, Ohio.
- [2] Bickford, J.H., "An Introduction to the Design and Behaviour of Bolted Joints", pp.485-492, Marcel Dekker, New York (1990).
- [3] Engel, L. y Klingele, H., "An Atlas of Metal Damage", pp.114-115, Wolfe Pub. Ltd., London (1981).
- [4] Henry, G. y Horstmann, D., "De Ferri Metallographia: V. Fractography and Microfractography", pp.162-163, Verlag Stahleisen, Düsseldorf (1979).
- [5] "Metals Handbook, Vol.1", 10th Ed., p.237, ASM, Materials Park, OH (1990).
- [6] Gerberich, W.W. et al., "Fracture properties of carbon and alloy steels", en Application of Fracture Mechanics for Selection of Metallic Structural Materials (Ed. Campbell, J.E. et al.) pp.41-103, ASM, Metals Park, OH (1982).
- [7] Toribio, J. et al., "Factor de intensidad de tensiones en un tornillo fisurado sometido a tracción y flexión", en IV Encuentro del Grupo Español de Fractura, (Ed. Domínguez Abascal, J. et al.) pp.50-56, Grupo Español de Fractura, Sevilla (1989).
- [8] Ritchie, J.G., "Fatigue of bolts and studs", Proceedings of the Symposium on The Failure of Metals by Fatigue, Melbourne, Australia, p.260, Univ. Melbourne (1946).
- [9] "Mechanical Designers' Workbook: Gearing"

(Ed. Schigley, J.E. y Mischke, C.R.) p.3, McGraw Hill, New York (1986).

- [10] Ferraresi, A., "Disegno di Costruzioni Meccaniche e Studi di Fabbricazione, Vol.I", pp.108-109, Hoepli, Milano (1991).