

ANÁLISIS DE FALLO DE PERNOS GALVANIZADOS DE ALTA RESISTENCIA UTILIZADOS EN TORRES METÁLICAS

B. Arroyo^{1,*}, J.A. Álvarez¹, R. Lacalle^{1,2}, S. Cicero¹, F. Gutiérrez-Solana¹

¹ LADICIM (Laboratorio de la División de Ciencia e Ingeniería de los Materiales), Universidad de Cantabria. ETS Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Av/Los Castros 44, 39005, Santander, España

² INESCO INGENIEROS - CDTUC fase 3, módulo 9, ETS Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, Av/Los Castros 44, 39005, Santander, España

* Persona de contacto: arroyob@unican.es

RESUMEN

Este trabajo analiza el fallo de tres tornillos utilizados en las conexiones estructurales de una serie de torres de acero situadas en el norte de Europa. El análisis comprende microscopía óptica y electrónica de barrido, análisis microestructural y de dureza, ensayos mecánicos y evaluación de integridad estructural. Los tres pernos presentaron procesos de fallo muy similares, con una grieta externa circunferencial que condujo al fallo final. La morfología de la propagación de grieta es típica de la corrosión bajo tensión inducida por hidrógeno (HISCC), con micromecanismos intergranulares-transgranulares mixtos, procesos de desgarro y agrietamiento secundario. Las grietas crecieron subcríticamente hasta que alcanzaron su tamaño crítico. Los procesos de agrietamiento por temple o fatiga han sido descartados

PALABRAS CLAVE: Perno, Grieta, Fragilización Inducida por Hidrógeno, FAD

ABSTRACT

This paper analyses the failure of three bolts used in the structural connections of a number of steel towers located in northern Europe. The analysis comprises optical and scanning electron microscopy, microstructural and hardness analysis, mechanical testing and structural integrity assessments. The three bolts present very similar failure processes, with a circumferential external crack that led to the final failure. The morphology of the crack propagation is typical of Hydrogen Induced Stress Corrosion Cracking (HISCC), with mixed intergranular-transgranular micromechanisms, tearing processes and secondary cracking. The cracks then grew subcritically until they reached their critical size. Quench cracking or fatigue processes have been ruled out.

KEYWORDS: Bolt, Crack, Hydrogen Induced Cracking, FAD

1. INTRODUCCIÓN

Este artículo analiza el fallo de algunos pernos de anclaje empleados en la conexión de diferentes tramos de torres eólicas de acero en el norte de Europa. Los pernos, galvanizados de cara a obtener una mejor durabilidad, fueron pretensados antes de la puesta en servicio de las torres, presentando un fallo tras dos meses en operación de las mismas. Tres de los pernos fueron recibidos en las dependencias del LADICIM (Universidad de Cantabria) para determinar las causas del fallo.

La literatura recoge buen número de fallo de pernos galvanizados de alta resistencia en servicio. Bob y Hyler [1] demostraron como el galvanizado genera una

reducción significativa de los pernos frente a fenómenos de corrosión bajo tensión (CBT) y fragilización por hidrógeno (FH) para pernos semejantes a los estudiados en el presente caso. Townsend [2] analizó la influencia de la dureza del material en la FH en una cero AISI-4140, y estableció un límite alrededor de 350HV como criterio de aceptación. El mismo autor define el galvanizado como una fuente de introducción de hidrógeno en el material, así como indica que la capa de galvanizado puede actuar como barrera impenetrable que lo impida escapar al exterior una vez terminado el proceso.

Otros autores como [3-8], han analizado aspectos relacionados con los micromecanismos de generación y propagación de grietas, así como los procesos que

explican dichos fenómenos, que son básicamente la fragilización por metal líquido, fractura por temple, y fisuración inducida por hidrógeno.

Los análisis llevados a cabo en este trabajo han tomado también en cuenta las normativas de referencia para aplicaciones estructurales de pernos. Estos documentos [9-15] incluyen recomendaciones tanto para la fabricación, como para los estados de diseño, y enfatizan en la necesidad de analizar los posibles efectos del hidrógeno en este tipo de pernos.

2. MATERIALES Y MÉTODOS

4.2. Descripción de los pernos

Tres de los pernos que fallaron fueron recibidos en LADICIM para su análisis, en la Figura 1 se muestra una de ellos en estado de recepción.



Figura 1. Uno de los pernos en estado de recepción.

Todos ellos tenían la misma geometría, presentando una rosca métrica M56 y una clase resistente 10.9, según las normativas UNE-EN-ISO 898-1 [9] y UNE-EN-ISO 898-2 [10]. Estaban fabricados en acero 42CrMo4 según UNE-EN-10027-1 [16] (equivalente AISI 4140), la composición química nominal del acero se presenta en la Tabla 1.

Tabla 1. Composición química nominal del acero 42CrMo4 [16] (% en peso).

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.38	≤	0.6	≤	≤	0.90	0.15
-	0.4	-	0.025	0.035	-	-
0.45		0.9			1.20	0.3

Durante el proceso de fabricación los pernos fueron primeramente forjados, y después sometidos a un tratamiento de recocido, seguido de un temple y un revenido. Finalmente se les aplicó un proceso de galvanizado en caliente. La Tabla 2 recoge los datos de los tratamientos térmicos empleados, después de los cuales los pernos presentan la microestructura de

martensita revenida en la superficie, y una combinación de martensita revenida y bainita en las zonas internas del componente.

Tabla 2. Datos de los tratamientos térmicos empleados

Perno	Tª Temple (°C)	Tiempo (min)	Tª Revenido (°C)	Tiempo (min)	Tª Aceite (°C)
A	855	180	570	180	90
B	855	180	555	180	90
C	855	180	560	180	90

Las propiedades mecánicas del material analizado siguen las especificaciones recogidas en la norma UNE-EN-ISO 898-1 [9], que se muestran en la Tabla 3. Los pernos fueron puestos en servicio tras la aplicación de una precarga de 1280 kN. En referencia a lo anterior, debe ser tenido en cuenta que el fallo sucedió tras dos meses de operación, no durante el proceso de aplicación de la precarga.

Tabla 3. Especificaciones para el material 45CrMo4 según UNE-EN-898-1 [9].

Propiedad	Min.	Max.
Resistencia a tracción, R_m (MPa)	1040	-
Límite elástico al 0.2%, $R_{p0.2}$ (MPa)	940	-
Alargamiento carga máx ($L_0=5d_0$) (%)	9	-
Reducción de área, Z (%)	48	-
Energía Charpy (-20°C) (J)	27	-
Dureza Brinell, (HB)	326	355
Dureza superficial (HV 0.3)	-	390

4.2. Procedimiento analítico y experimental

El procedimiento empleado para identificar la causa del fallo comprendió los pasos siguientes:

- Inspección visual.
- Composición química.
- Análisis microestructural.
- Medida de dureza.
- Ensayos mecánicos.
- Análisis fractográfico.
- Análisis de integridad estructural.

Los análisis fueron llevados a cabo sobre los tres pernos con resultados análogos en los mismos. Sin embargo, para facilitar la interpretación, los resultados presentados se han enfocado al perno A.

3. RESULTADOS

3.1. Inspección visual y análisis macrográfico

Las secciones de rotura de los tres pernos presentaron dos zonas claramente diferenciadas: un área suave a lo

largo del perímetro exterior, y zona más rugosa cuasi-circular en el centro. Esta apariencia ha sido reportada previamente en numerosos análisis de fallos de elementos similares [1], donde la zona suave se relacionó con una propagación subcrítica, y la zona central más abrupta fue identificada como el ligamento remanente antes de la rotura final con presencia de micromecanismos dúctiles. A modo de ejemplo, la Figura 2 muestra las superficies de fractura de la cabeza y el fuste del perno A.

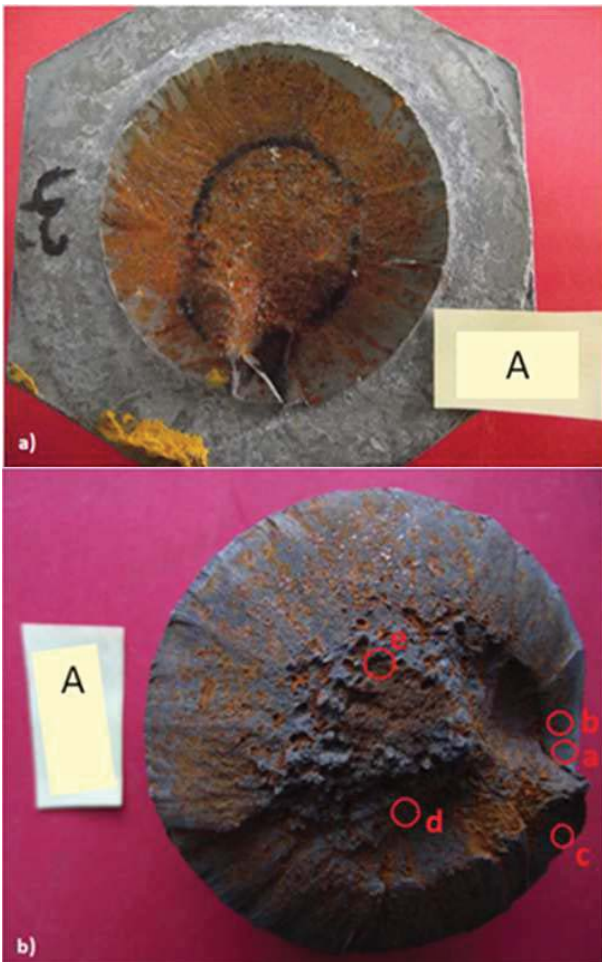


Figura 2. Superficies de fractura del perno A. a) cabeza; b) fuste.

3.2. Composición química

Se llevó a cabo un análisis mediante emisión óptica por chispa, los resultados se muestran en la Tabla 4. Puede observarse, si se compara con la Tabla 1, que los resultados satisfacen los requerimientos de la normativa para el acero 42CrMo4.

Tabla 4. Composición química del acero 42CrMo4 estudiado (% en peso).

C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
0.42	0.27	0.80	<0.025	<0.035	1.10	0.22

3.3. Análisis microestructural

Los fustes de los pernos fueron cortados en dos secciones, identificadas como 1 y 2: la primera conteniendo la superficie de fractura, y la segunda se empleó para analizar la microestructura del material en dos localizaciones, 2.1 y 2.2, según muestra la Figura 3.

Las muestras 2.1 y 2.2 fueron pulidas y atacadas mediante una solución ácida de Nital al 3%. Las microestructuras mostradas se obtuvieron a lo largo del radio de la sección 2. La Figura 4 muestra los resultados obtenidos en el centro de la pieza (2.1) y en la superficie (2.2) de la sección 2. Puede observarse que el centro de la sección (Figura 4a) presenta martensita revenida junto con bainita, mientras que la microestructura en la superficie del perno es principalmente martensita revenida. Hechos de acuerdo con la especificación del material.

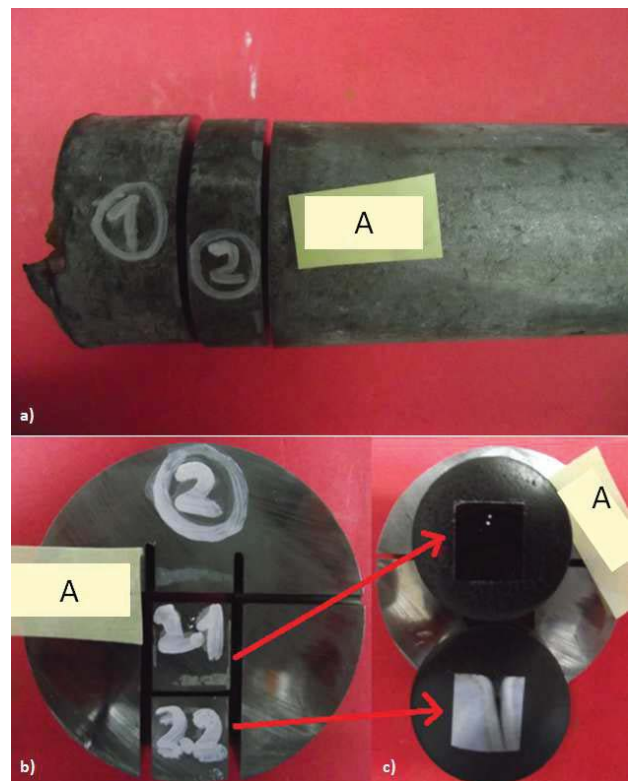


Figura 3. Seccionado del fuste (perno A). a) Secciones 1 y 2; b) muestras 2.1 y 2.2 obtenidas de la sección 1. c) muestras 2.1 y 2.2 encapsuladas y pulidas.

La cabeza de los pernos también se cortó en 3 secciones (ver Figura 5) nombradas como 3, 4 y 5. Se obtuvieron varias muestras de la sección 4, con el objetivo de analizar la microestructura en los puntos A a D, como se indica en Figura 6. En todos los casos se encontró martensita revenida como microestructura dominante, junto con bainita en el centro de la sección (punto D, Figura 7).

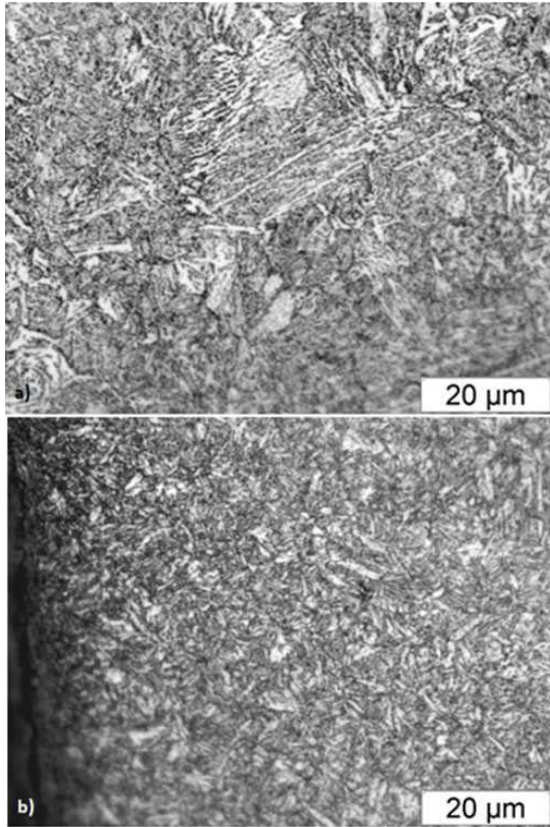


Figura 4. Microestructuras observadas en el perno A. a) Centro de la sección (2.1); b) Superficie (2.2).

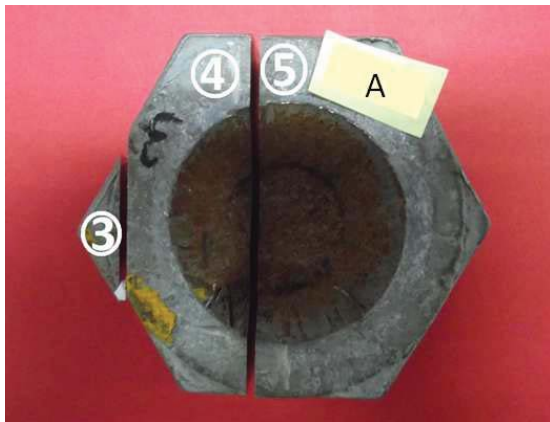


Figura 5. Despiece de la cabeza del perno A

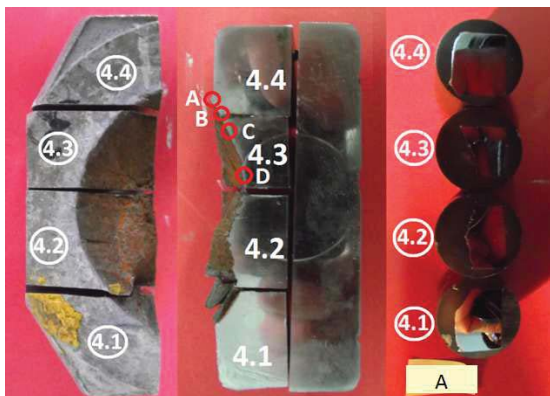


Figura 6. Despiece de la sección 4 (perno A), mostrando identificación y localización de las muestras.

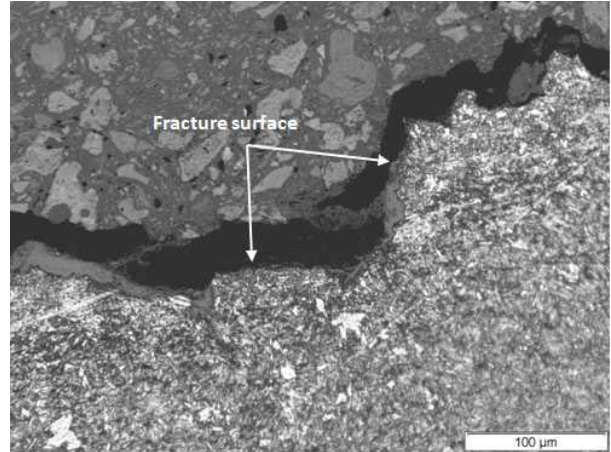


Figura 7. Microestructura observada en el perno A (muestra 4.3, punto D).

3.4. Medidas de dureza

Se llevaron a cabo análisis de dureza en la sección 2 (a lo largo del radio del fuste del perno) y en la sección 4. Para ello se utilizó un durómetro Vickers, aplicando una carga de 1Kg durante 10 segundos (según [17]). La Figura 8 muestra el resultado de las durezas a lo largo del radio, mientras que la 9 presenta un esquema de las durezas realizadas en la sección 4, donde se analizaron los perfiles siguientes:

- Perfil I: A lo largo de la cabeza del perno, aproximadamente en la mitad del espesor.
- Perfil II: Desde la superficie de fractura hasta el plano superior de la cabeza.
- Perfiles III y IV: A 45° desde la superficie de fractura, comenzando en los puntos de unión de la cabeza y el fuste.

Los resultados revelaron una dureza media con valores comprendidos entre 350 y 370 HV1 en los perfiles I, II y III, y algo inferior a 350 HV1 en el perfil IV. En cualquier caso, los valores observados en la cabeza son superiores a los presentes en el fuste, que varían desde 301 HV1 hasta 350 HV1.

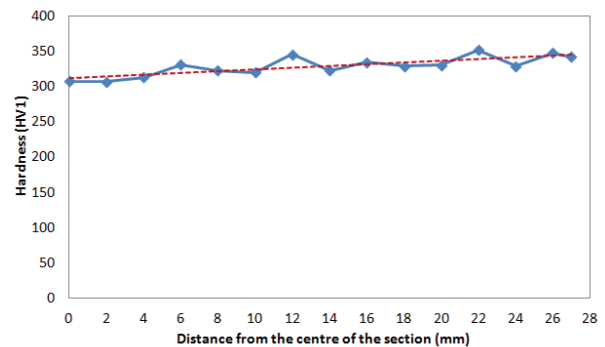


Figura 8. Perfil de durezas a lo largo del radio del fuste del perno A. En discontinuo se muestra la tendencia.

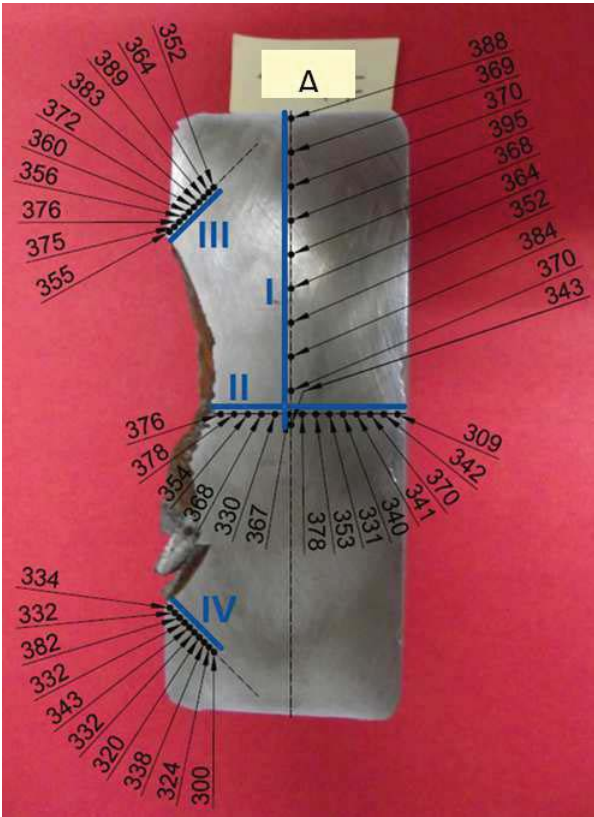


Figura 9. Perfiles de dureza (HV1) en la cabeza del perno A.

3.5. Ensayos de tracción

Se realizaron ensayos de dureza de acuerdo a la norma UNE-EN-ISO 6892-1:2010 [18], concretamente uno para caracterizar cada perno. Las probetas se obtuvieron del centro de los fustes, en dirección longitudinal, con un diámetro nominal de 14 mm. Los resultados se presentan en la Tabla 5, donde se observan que los requerimientos del material son satisfechos (Tabla 3).

Tabla 3. Resultados de los ensayos de tracción.

Propiedad	A	B	C
Resistencia a tracción, R_m (MPa)	1101	1106	1117
Lím. elástico 0.2%, $R_{p0.2}$ (MPa)	1001	1002	1011
Alarg. carga máx ($L_0=5d_0$) (%)	15.6	13.8	13.9
Reducción de área, Z (%)	56	52.0	52.0

3.6. Análisis fractográfico

Las superficies de fractura de los pernos fueron analizadas en el microscopio electrónico de barrido (SEM). Se tomaron imágenes en varias áreas de la superficie de fractura, como se indica en la Figura 2b (puntos "a" - "e") para el perno A. Las observaciones más relevantes se presentan en la Figura 10: el perímetro de la sección (puntos "a", "b" y "c") presentaron una superficie de fractura mixta, combinando una fractura intergranular predominante con fractura intergranular con desgarros y fisuración

secundaria (Figura 10a). Esto confirma un proceso de fisuración subcrítica previo al fallo final; la parte interior de la superficie de fractura (puntos "d" y "e") revela una fractura dúctil con múltiples microhuecos, correspondientes al ligamento remanente de la sección en el momento del fallo.

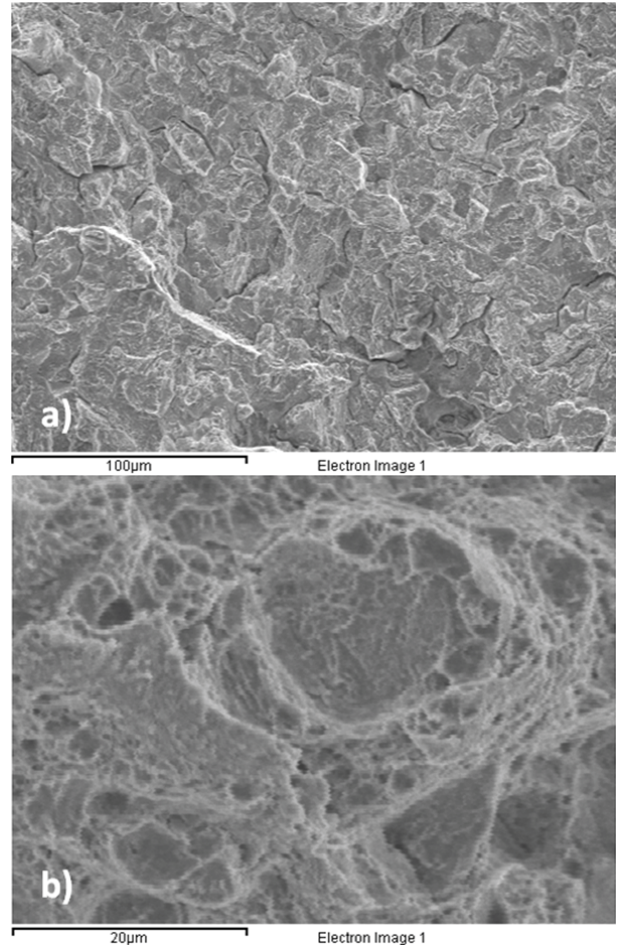


Figura 10. Superficie de fractura del perno A. a) punto "b"; b) punto "d".

La Figura 11, tomada en el punto "c", muestra una importante presencia de grietas en la capa de galvanizado. Dichas grietas pueden ser también observadas en la intercara de contacto entre el galvanizado y el material base del perno, con múltiples puntos de iniciación.

El perfil de la superficie de fractura se analizó empleando técnicas de microscopía óptica. Como ejemplo en la Figura 12 se presentan algunos resultados relevantes, correspondientes a un área localizada en el perímetro externo, cercano al punto "b". Se observa un aspecto frágil con grietas secundarias emergentes desde el camino de propagación quasi-plano de una grieta primaria, evidencia de un mecanismo de fisuración inducida por hidrógeno; la Figura 12b corresponde a un área cercana al punto "d", revelando un comportamiento mucho más dúctil.

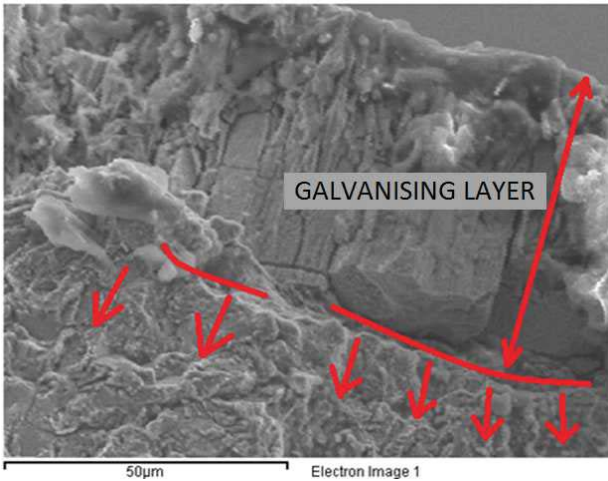


Figura 11. Zona "c" de la superficie de fractura, mostrando crecimiento de grietas subcrítico que comienza en la intercara entre el material base y el galvanizado.

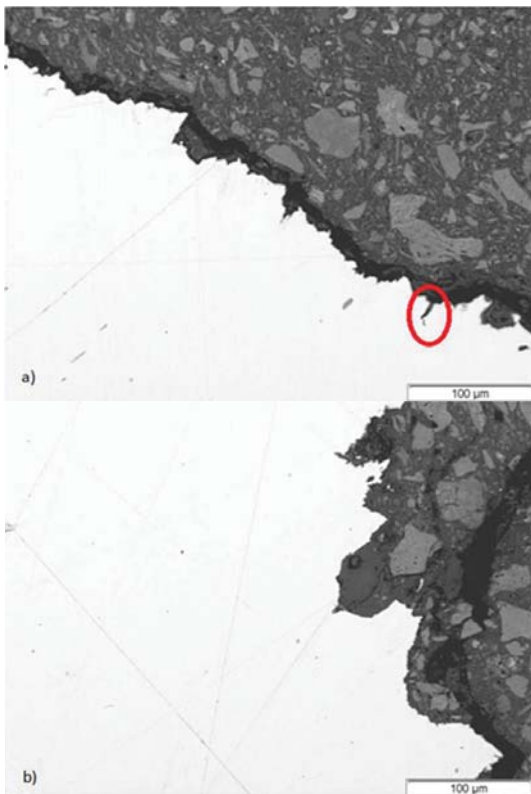


Figura 12. Perfil de fractura en la superficie del perno A. a) Aspecto frágil del perímetro externo (los círculo muestra agrietamiento secundario); b) aspecto dúctil del área interior.

3.7. Análisis de integridad estructural

En esta sección se realiza un análisis de la integridad estructural empleando diagramas de fallo (FAD) [19,20]. Para un determinado componente conteniendo un defecto, un FAD representa de forma simultánea los

procesos de fractura frágil y colapso plástico mediante el empleo de dos parámetros normalizados, L_r y K_r , definidos mediante las expresiones siguientes:

$$K_r = \frac{K_I}{K_{mat}} \tag{1}$$

$$L_r = \frac{P}{P_L} \tag{2}$$

Siendo P la carga aplicada, P_L la carga de colapso plástico, K_I el factor de intensidad de tensiones, y K_{mat} la resistencia a fractura del material expresada en términos de factor de intensidad de tensiones (por ejemplo, K_{Ic} , K_{Jc} , etc). L_r puede ser también expresado mediante la ecuación (3), totalmente equivalente a (2), donde σ_{ref} es la tensión de referencia y σ_y el límite elástico del material.

$$L_r = \frac{\sigma_{ref}}{\sigma_y} \tag{3}$$

L_r evalúa la situación estructural del componente frente al colapso plástico, y K_r evalúa el componente frente a fractura, así el análisis se realiza mediante un par de coordenadas, K_r y L_r , que evalúan el cada situación planteada. Así, una vez que se ha definido la situación a evaluar con esta coordenadas, es necesario definir las condiciones limitantes del componente (las que conducen a la rotura final, por ejemplo). Para conseguir esto, se define la línea de fallo (FAL), de forma que si el punto a evaluar se encuentra localizado entre FAL y los ejes se considera que el componente trabaja en condiciones seguras, mientras que si el punto de coordenadas, K_r y L_r , se sitúa por encima de ella el componente estará en condiciones inseguras. La condición crítica (condición de fallo) es aquella en la que el punto a evaluar coincide exactamente con FAL. la Figura 13 muestra un ejemplo con las tres posibles situaciones al realizar este tipo de análisis.

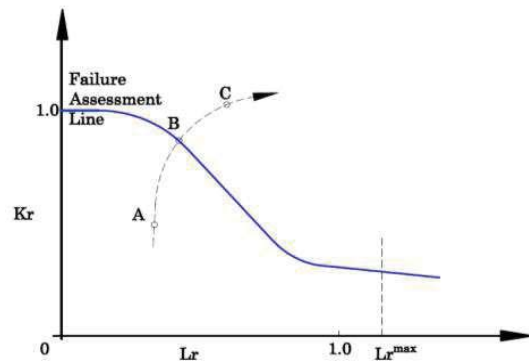


Figura 14. Análisis del diagrama de fallo, FAD (iniciación), mostrando tres posibles situaciones: A, condiciones seguras; B, condiciones críticas; C, condiciones inseguras.

En la práctica, los procedimientos de evaluación de la integridad estructural [19-20] facilitan soluciones aproximadas para FAL, que son generalmente definidas a partir de las propiedades de tracción del material. Como ejemplo, la ruta 1 del procedimiento FITNET FFS, para aquellos materiales sin escalón de cedencia, define FAL según la formulación siguiente [20].

$$K_r = f(L_r) = (1 + 0.5(L_r)^2)^{1/2} (0.3 + 0.7 \exp(-\mu L_r^6)) ; L_r \leq 1 \quad (4)$$

$$K_r = f(L_r) = f(1) L_r^{\frac{N-1}{2N}} ; 1 < L_r \leq L_{max} \quad (5)$$

$$\mu = \min[0.001(E/\sigma_y), 0.6] \quad (6)$$

$$N = 0.3 \left(1 - \frac{\sigma_y}{\sigma_u} \right) \quad (7)$$

$$L_{r_{max}} = 0.5 \frac{\sigma_y + \sigma_u}{\sigma_y} \quad (8)$$

$$f(1) = \left(\lambda + \frac{1}{2\lambda} \right)^{-1/2} \quad (9)$$

Donde σ_y , σ_u y E son el límite elástico, la tensión de rotura y el módulo de elasticidad respectivamente.

En esta situación, para poder llevar a cabo el análisis de integridad estructural de los pernos, fue necesario cuantificar ciertos parámetros: la longitud de fisura (a), la carga o tensión aplicadas, la resistencia a fractura del material (K_{mat}), y las propiedades en tracción.

Respecto a la longitud de fisura, los resultados mostrados anteriormente (tanto a nivel micro como macroscópicamente) revelan que las superficies de fractura presentan dos zonas distintas: una zona externa perimetral más suave, correspondiente a una superficie de fractura mixta, combinada con una fractura intergranular predominante con desgarros transgranulares; y por otro lado una zona interna central con clara presencia de micromecanismos dúctiles. El perímetro externo parece corresponder a una propagación de grieta subcrítica previa a la fractura final, que ha sido marcada macroscópicamente en los tres pernos, como se muestra en la Figura 14 para el caso particular del perno A. La anchura de dicha franja perimetral, correspondiente a la longitud de grieta en el momento del fallo, ha mostrado variaciones entre 11.5 mm y 16.5 mm, aunque podría ser ligeramente menor en ciertas posiciones puntuales.



Figura 14. Medida aproximada del perímetro externo. Perno A.

En lo referente a la carga aplicada, siguiendo las informaciones facilitadas por la propiedad de la infraestructura que falló, los pernos fueron sometidos a una precarga de 1280 kN antes de su puesta en servicio. También se conoce el hecho de que el fallo tuvo lugar varias semanas después de su puesta en servicio, por lo que debe remarcarse que los pernos no fallaron durante la aplicación de la pre-carga.

Además de ello, de cara a la obtención de las propiedades en fractura, 6 probetas charpy fueron mecanizadas a partir de los pernos. Tres probetas de la parte externa de la sección del fuste, y las otras tres de la parte central, en todos los casos la dirección longitudinal de la probeta charpy fue coincidente con la dirección longitudinal del eje del fuste. Los ensayos charpy fueron llevados a cabo según la normativa ISO 148-1:2011 [21]. La temperatura de ensayo fue de -20°C, considerando la posibilidad de que los componentes trabajen a bajas temperaturas (los aerogeneradores se ubicaban en una zona montañosa), y también para comparar los resultados con las especificaciones del material (Tabla 3). Los valores medios de la energía Charpy obtenidos fueron de 69 J y 72 J para las zonas externa e interna del material respectivamente. Esta pequeña diferencia está en consonancia con las pequeñas diferencias encontradas entre las microestructuras y las durezas entre estas dos zonas. De cualquier modo, en ambos casos, los resultados están ampliamente contenidos en las especificaciones del material (Tabla 3). El procedimiento BS7910:2005 [19] proporciona formulación que permite correlacionar la resistencia a fractura con los resultados de ensayos Charpy.

$$K_{mat} = \left[(12\sqrt{C_v} - 20)(25/B)^{0.25} \right] + 20 \quad (20)$$

Donde C_v es la energía Charpy del material, y B el espesor del componente (en este caso el diámetro de los pernos). En base a esto los valores de tenacidad, K_{mat} ,

estimados fueron de $85.1 \text{ Mpa}\cdot\text{m}^{1/2}$ para la zona exterior y de $86.9 \text{ Mpa}\cdot\text{m}^{1/2}$ para el centro del perno. Estas pequeñas diferencias justifican, para simplificar, el uso del menor de los valores de tenacidad para los análisis siguientes.

Finalmente, las propiedades en tracción ha sido tomadas de la especificación del material (Tabla 3). De este modo un límite elástico de 940 MPa y una tensión de rotura de 1040 MPa serán considerados en los cálculos. Teniendo en cuenta que los resultados obtenidos en los ensayos de tracción llevados a cabo fueron un 6 - 8 % mayor que los límites marcados por la especificación, el uso de los parámetros de la misma también es una hipótesis ligeramente conservativa.

Con todos los datos anteriormente expuestos, ya se está en disposición de realizar el análisis mediante la herramienta FAD. En este caso se ha empleado la herramienta informática VINDIO 1.1, que se basa en las soluciones de K_I y P_L ó (σ_{ref}) proporcionadas por BS 7910:2005 [19] y el procedimiento FITNET FFS [20], así como las soluciones para FAL proporcionadas por el procedimiento FITNET FFS (ahora también coincidentes con las recogidas en la nueva versión de BS7910 [22]). En el presente análisis se ha abordado dos situaciones:

Defecto circunferencial en una barra redonda (Figura 15), tomando como longitud de grieta, a , 11.5 mm (valor más bajo de la anchura de la franja exterior de relieve más suave). Con ello se determinó la carga crítica.

Fisura circunferencial en barra redonda, introduciendo como carga aplicada 1280 kN (igual a la pre-carga). En este caso el tamaño de grieta crítica fue determinado.

Una carga de 1280 kN, considerando un perno de M56 y clase resistente 10.9, conlleva a una carga axial en el fuste del tornillo de 671 MPa, claramente por debajo del límite elástico (900 MPa).

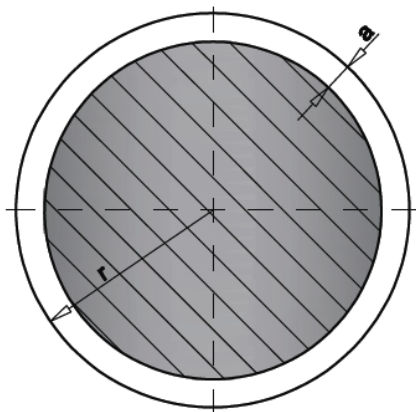


Figura 15. Idealización de la sección del perno y la geometría de la grieta.

La Figura 16 muestra la correspondencia de resultados obtenida del análisis de la opción 1 [20,22], la cual define FAL a partir del límite elástico y la tensión de rotura del material (ecuaciones (4) a (9)). En el primer análisis (Figura 16a) la carga crítica resultó de 590,8 kN, notablemente más baja que la precarga aplicada. Este hecho descarta que la corona perimetral exterior corresponda a un defecto preexistente (p.e. grieta durante el proceso de temple), ya que en dicho caso la aplicación de la pre-carga (1280 kN) habría causado el fallo de los pernos. El descarte de una grieta debido al temple está también respaldado por la ausencia de depósitos de zinc en las superficies de dichas grietas, pues de haber existido se hubiera depositado zinc durante el galvanizado, posterior al temple.

El segundo análisis (Figura 16b) arroja un defecto crítico de 4.2 mm. Este corresponde a la máxima longitud de grieta en los pernos que hubiera sido admisible durante el proceso de pre-carga (grietas mayores habrían causado el fallo).

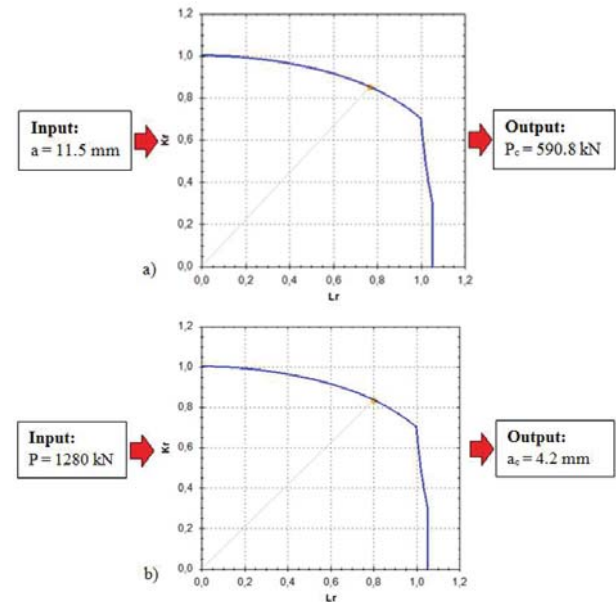


Figura 16. Análisis FAD de los pernos: a) carga crítica (P_c) para una longitud de grieta (a) de 11.5 mm; b) longitud crítica (a_c) para una carga (P) de 1280 kN.

4. DISCUSIÓN

Los resultados mostrados sugieren que ha habido un proceso de propagación de grietas subcríticas, desde el momento en que la precarga fue aplicada hasta el fallo final de los pernos, cuando las grietas (aproximadamente) circunferenciales alcanzaron el tamaño mostrado en la Figura 13. Teniendo en cuenta la morfología de los micromecanismos de fractura, el pequeño lapso de tiempo entre la aplicación de la precarga y los fallos, la naturaleza del acero utilizado en los pernos (acero de alta resistencia) y la secuencia de tratamientos realizados sobre los pernos (tratamientos

térmicos, galvanización, precarga), se puede concluir que la causa más probable del fallo fue la fisura por corrosión bajo tensión inducida por hidrógeno (HISCC). Pueden descartarse otras posibles causas de fisuración, como la fatiga, tanto por el corto período de tiempo durante el cual los tornillos estaban en servicio como por los pequeños efectos de cargas variables sobre este tipo de componentes pretensados. También se ha descartado el agrietamiento por temple, debido a la ausencia de depósitos de zinc en la superficie de la fractura, y a la ausencia del fallo durante la aplicación de las precargas.

En este caso, también debe tenerse en cuenta que la propagación de grietas aumentó la deformabilidad de los pernos. Por lo tanto, la acción de la precarga fue decreciendo al ir aumentando el tamaño de la grieta, hasta el momento en que se igualaron la carga de acción y la carga crítica, produciéndose el fallo ($a = 11,5-16,5$ mm).

Finalmente, según la literatura [2], este tipo de aceros, con los valores de dureza aquí medidos, presentan factores de intensidad de tensión crítica para la fisuración por corrosión bajo tensión (gobernada por efectos del hidrógeno) (K_{Isc}) en el rango de 20-30 MPa·m^{1/2}, y velocidades de propagación de grietas del orden de 10⁻⁶-10⁻⁷ m/s. Para el caso que se analiza, K_{Isc} sería alcanzado para tamaños de grieta alrededor de 1 mm. En el caso de grietas preexistentes de 1 mm (o mayores), el tiempo para alcanzar el valor crítico sería del orden de varias horas, que es mucho menor que el tiempo entre la aplicación de la precarga y el fallo de los pernos. Esto indica que las grietas preexistentes eran inferiores a 1 mm, y que la mayor parte del tiempo durante el que los pernos estuvieron en servicio correspondió al tiempo de incubación de dichas grietas, después de lo cual se propagaron hasta el fallo.

Con todo esto, el proceso de propagación de las grietas se compone de varias etapas: la primera corresponde a la ruptura de la capa de zinc, después de lo cual se forma un par galvánico. Esto facilita el inicio de las grietas en el material base, justo debajo del recubrimiento. Una vez que se han generado las grietas, se propagan debido a mecanismos de agrietamiento inducido por hidrógeno hasta que alcanzan su tamaño crítico para la carga soportada por los pernos, y en dicho instante producirse la rotura.

5. CONCLUSIONES

Este trabajo analiza el fallo de tres pernos utilizados en las conexiones estructurales de una serie de torres de acero situadas en el norte de Europa. Se ha observado que los tres pernos analizados presentaron procesos de fallo semejantes, con una grieta externa circunferencial que condujo al fallo final. La morfología de la propagación de la grieta es típica de la corrosión bajo

tensión inducida por hidrógeno (HISCC), con micromecanismos de fractura mixtos intergranulares-transgranulares, numerosos procesos de desgarramiento y agrietamiento secundario. Las grietas, de este modo, crecieron subcríticamente hasta alcanzar el tamaño crítico y producirse el fallo.

El acero de alta resistencia de los pernos presenta una alta susceptibilidad a los fenómenos de corrosión bajo tensión y fragilización inducida por Hidrógeno cuando se somete a tratamientos térmicos que, como aquí se analiza, generan valores de dureza alrededor de 350HV. Bajo tales condiciones, se reduce drásticamente el factor de intensidad de tensiones crítico para procesos de corrosión bajo tensión gobernados por la influencia del hidrógeno (K_{Isc}), facilitando el inicio y posterior propagación de grietas.

Se han descartado procesos de agrietamiento por temple o fatiga, debido a que, en el primer caso, los fallos habrían ocurrido durante la aplicación de las precargas, además de la ausencia de depósitos de zinc en la superficie de fractura; en el segundo caso, el tiempo de servicio y las condiciones tensionales en los pernos no justifican ningún proceso de fatiga.

REFERENCIAS

- [1] Boyd WK, Hyler WS. Factors affecting environmental performance of high-strength bolts. *J Struct Div* 1973; 99: 1571-88.
- [2] Townsend HE. Effects of Zinc Coatings on the Stress Corrosion Cracking and Hydrogen Embrittlement of Low-Alloy Steel. *Metall Trans A* 1975; 6A: 877-83.
- [3] Timmins PF. Solutions to hydrogen attack in steels. Ohio: ASM International; 1997.
- [4] Levy E. Cracking of an alloy steel bolt. In: Esakul KA, editor. *Handbook of Case Histories in Failure Analysis, Vol 1*, Ohio: ASM International; 1992, 303-4.
- [5] Kerns GE. Fractures of hot dip galvanized steel anchor bolts in chemical plant construction project. In: Esakul KA, editor. *Handbook of Case Histories in Failure Analysis, Vol 1*, Ohio: ASM International; 1992, 328-31.
- [6] Baggerly RG. Hydrogen-assisted Stress cracking of carburized and zinc plated SAE Grade 8 wheel studs. In: Esakul KA, editor. *Handbook of Case Histories in Failure Analysis, Vol 2*, Ohio: ASM International; 1992, 396-400.

- [7] E. Levy, "Hydrogen Embrittlement Delayed Failure of a 4340 Steel Draw-in Bolt", Handbook of Case Histories in Failure Analysis, Vol. 2, pp. 401-4.
- [8] Carpio J, Casado JA, Álvarez JA, Méndez D, Gutiérrez-Solana F. Stress corrosion cracking of structural steels immersed in hot-dip galvanizing baths. Eng Fail Anal 2010; 17: 19-27.
- [9] UNE-EN-ISO 898-1:2010. Características mecánicas de los elementos de fijación de acero al carbono y acero aleado. Parte 1: Pernos, tornillos y bulones con clases de calidad especificadas. Rosca de paso grueso y rosca de paso fino. AENOR 2010.
- [10] UNE-EN-ISO 898-2:2010. Características mecánicas de los elementos de fijación de acero al carbono y acero aleado. Parte 2: Tuercas con valores de carga de prueba especificados. Rosca de paso grueso. AENOR, 2010.
- [11] UNE-EN-ISO 14399-2:2009. Conjuntos de elementos de fijación estructurales de alta resistencia para precarga. Parte 2: Ensayo de aptitud a la precarga. AENOR; 2009.
- [12] UNE-EN-ISO 10684:2006. Elementos de fijación. Recubrimientos por galvanización en caliente. AENOR; 2006.
- [13] UNE-EN-ISO 1993-1-8:2011. Eurocódigo 3: Proyecto de estructuras de acero. AENOR; 2011.
- [14] UNE-EN-ISO 15048-1:2008. Uniones atornilladas estructurales sin precarga. Parte 1: Requisitos generales. AENOR; 2008.
- [15] UNE-EN-ISO 2320:2009. Tuercas hexagonales autofrenadas de acero. Propiedades de funcionamiento. Ensayos de par y fuerza de apriete y par de autofrenado. AENOR; 2009.
- [16] UNE-EN-10027-1:2006. Sistemas de designación de aceros. Parte 1: Designación simbólica. AENOR; 2006.
- [17] ASTM E384-11E1:2011. Standard Test Method for Knoop and Vickers Hardness of Materials. Pennsylvania: ASTM; 2011.
- [18] UNE-EN-ISO 6892-1:2010. Materiales metálicos. Ensayo de tracción. Parte 1: Método de ensayo a temperatura ambiente. AENOR; 2010.
- [19] BS7910:2005: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London: British Standards; 2005.
- [20] FITNET Fitness-for-Service (FFS) Procedure - Volume 1. Kocak M, Webster S, Janosch JJ, Ainsworth RA, Koers R, editors. Geesthacht: GKSS Forschungszentrum; 2008.
- [21] ISO 148-1:2011. Materiales metálicos. Ensayo de flexión por choque con péndulo Charpy. Parte 1: Método de ensayo. AENOR; 2011.
- [22] BS7910:2013: Guide to methods for assessing the acceptability of flaws in metallic structures. London: British Standards; 2013.