

PREDICCIÓN DEL LÍMITE DE FATIGA EN FRETTING CON CONTACTO ESFÉRICO

C. Vallellano, J. Domínguez y A. Navarro

Departamento de Ingeniería Mecánica y de los Materiales,
Escuela Superior de Ingenieros, Universidad de Sevilla,
Camino de los Descubrimientos s/n, 41092 Sevilla

Resumen. Uno de los aspectos principales que controlan el crecimiento de una grieta por fatiga bajo condiciones de fretting es el fuerte gradiente generado en el material por las cargas de contacto. Este hecho sugiere que el proceso de fatiga pueda ser analizado usando metodologías similares a las empleadas en componentes entallados. El presente trabajo analiza la capacidad que algunos métodos originariamente empleados en entallas tienen para predecir el fallo por fatiga de elementos sujetos a fretting con contacto esférico. El efecto de la variación de R a lo largo del plano de la grieta es tenido en cuenta y analizado con dichos modelos. Las predicciones se comparan con resultados experimentales obtenidos con probetas de Al-7075-T6 sujetas a fatiga por fretting con contacto esfera-plano.

Abstract. One of the most relevant events controlling fatigue crack propagation under fretting conditions is the steep stress gradient generated in the material by contact loads. This fact suggests that crack growth process may be analysed using methodologies similar to those used for notched components. The present work assesses the capability of some methods originally developed for notched components to predict the fatigue failure of fretted specimens with spherical contact. The effect of local variation in R-ratio along the crack path is taken into account. The predictions are compared with a number of experimental results obtained using specimens of Al-7075-T6 subjected to fretting fatigue with spherical contact.

1. INTRODUCCIÓN

El fallo por fatiga con fretting puede considerarse básicamente como la nucleación y posterior propagación de grietas en un componente por la acción combinada de unas tensiones globales cíclicas y unas tensiones locales originadas por el contacto entre dos elementos. Existen evidencias de fallo por este motivo en diversos sistemas mecánicos con elementos unidos entre sí bajo presión, *e.g.* las uniones atornilladas, las conexiones eje-cubo a presión o las uniones entre el rotor y los álabes en las turbinas [1, 2]. Bajo las sollicitaciones de servicio, la resistencia a fatiga de estos componentes puede llegar a ser inferior a un tercio o incluso un quinto de la resistencia a fatiga sin condiciones de fretting [3, 4].

Entre los métodos propuestos para predecir la resistencia de sistemas mecánicos sometidos a fatiga con fretting podemos diferenciar dos grupos: los basados en la mecánica de la fractura [3–5] y los basados en criterios de fatiga multiaxial [6, 7]. Los primeros consisten generalmente en la definición de un procedimiento para la obtención del Factor de Intensidad de Tensiones (FIT) de las grietas inicia-

das en la zona de contacto y su comparación con el umbral de crecimiento en función de la longitud de la grieta. Los segundos se aplican de forma similar a como se hace en los elementos entallados, esto es, comparando el estado de tensiones en la superficie [6], o en un volumen pequeño bajo la misma [7], con el límite de fatiga del material. Aunque los avances en los últimos años han sido importantes en este campo, los métodos actuales presentan muchos aspectos sin resolver y ninguno de ellos se considera aún satisfactorio para su aplicación de forma general.

En un trabajo reciente, los autores han analizado la capacidad de varios métodos simples, tradicionalmente empleados en entallas, para predecir la resistencia a fatiga de componentes bajo condiciones de fretting con contacto esférico [8]. El presente trabajo amplía dicho estudio, incluyendo y analizando el efecto en las condiciones de fallo de la variación del coeficiente de asimetría de la carga ($R = \sigma_{min}/\sigma_{max}$) a medida que la grieta crece en el material. Las predicciones de los modelos estudiados se comparan con un nutrido número de resultados experimentales, obtenidos con probetas de Al-7075-T6 sometidas a fretting-fatiga con contacto esfera-plano.

2. MODELOS BÁSICOS PARA ENTALLAS

Los denominados *métodos de distancia crítica* se han empleado con profusión para reproducir el efecto del gradiente de tensiones en el comportamiento a fatiga de componentes con entallas. Dichos métodos establecen que el fallo por fatiga de un elemento entallado se produce cuando el valor de una determinada tensión efectiva (σ_{eff}), representativa de la distribución de tensiones existente en el material σ , evaluada a una cierta distancia crítica (d) de la raíz del concentrador, supera el límite de fatiga del material (σ_{FL}). Dos de estos métodos son el Método de la Línea (ML) y el Método del Punto (MP) propuestos por Taylor [9]. El primero establece como tensión efectiva la media de las tensiones existentes en el material ($\sigma_{eff}(d) = \bar{\sigma}(d)$), hasta una distancia crítica $d = 2a_0$. El segundo emplea como tensión efectiva la tensión real existente en el material ($\sigma_{eff}(d) = \sigma(d)$) a una distancia $d = a_0/2$. La variable a_0 es el parámetro definido originariamente por El-Haddad *et al.* [11] como

$$a_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{th\infty}}{\sigma_{FL}} \right)^2 \quad (1)$$

donde σ_{FL} es el límite de fatiga del material y $K_{th\infty}$ el FIT umbral de grieta larga.

Una filosofía alternativa a los modelos anteriores para predecir la propagación de grietas por fatiga consiste en comparar la “fuerza conductora” que asiste a la grieta en cada instante con la tensión umbral de crecimiento ($\sigma_{th}(a)$), que es función de la longitud de la grieta (véase *v.g.* [8]). La “fuerza conductora” de una grieta, bajo una distribución genérica de tensiones, se cuantifica tradicionalmente a través del FIT, $K(a)$. No obstante, ésta puede expresarse también en términos de una cierta tensión equivalente vía la relación de la MFEL, $\sigma_{eq}(a) = K(a)/\sqrt{\pi a}$. De acuerdo con [8], la tensión equivalente que asiste a una grieta originada por fretting puede estimarse a partir de las expresiones de una grieta creciendo desde una superficie libre (*i.e.* Medio Semi-infinito (MS)):

$$\sigma_{eq}^{MS}(a) = Y \frac{2}{\pi} \int_0^a \frac{(1 + g(\eta/a)) \sigma(\eta)}{\sqrt{a^2 - \eta^2}} d\eta \quad (2)$$

donde Y es un factor de corrección que depende de la forma de la grieta y $g(\epsilon)$ es un polinomio que reproduce el efecto de la superficie libre [10]:

$$g(\epsilon) = (1 - \epsilon^2) [0.2945 - 0.3912 \epsilon^2 + 0.7685 \epsilon^4 - 0.9942 \epsilon^6 + 0.5094 \epsilon^8] \quad (3)$$

La condición umbral de propagación para una grieta en un medio infinito, expresada en términos del FIT umbral ($K_{th}(a)$) o en tensiones ($\sigma_{th}(a)$), se obtiene a partir del diagrama de Kitagawa-Takahashi (K-T)

experimental para el material objeto de estudio. En caso de no disponer de esta información, es usual emplear alguna de las aproximaciones semiempíricas existentes en la literatura [11,12]. En este trabajo se usa la expresión propuesta en [12],

$$\sigma_{th}(a) = \sigma_{FL} \frac{[a_0]^{\frac{1}{2}}}{[a^f + a_0^f - l_0^f]^{\frac{1}{2f}}} \quad (4)$$

donde σ_{FL} es el límite de fatiga del material, a es la longitud de grieta, a_0 el parámetro definido por El-Haddad *et al.* (Ec. 1) y l_0 la distancia media a la que se encuentra la primera barrera microestructural del material. De acuerdo con [8,12], en los cálculos siguientes se tomará un valor de f igual a 2.5 y $l_0 = D/2$, siendo D el tamaño medio de grano del material.

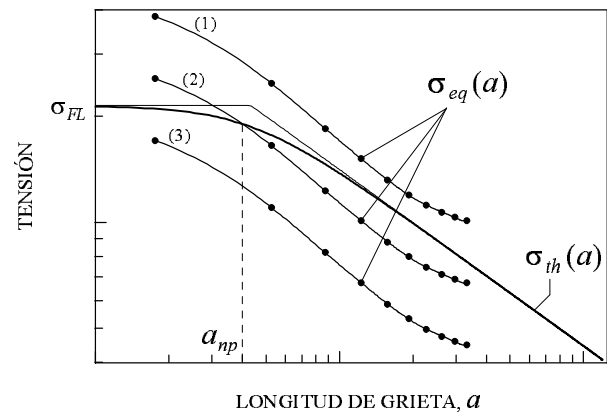


Fig. 1: Tensión equivalente *vs.* tensión umbral: (1) falla; (2) y (3) no falla.

Como se muestra en la Fig. 1, al comparar la tensión equivalente $\sigma_{eq}(a)$ y la tensión umbral $\sigma_{th}(a)$ se pueden obtener tres situaciones. Si $\sigma_{eq}(a)$ es igual o superior a $\sigma_{th}(a)$ (curva (1)), la grieta será capaz de propagarse en el material hasta provocar el fallo del componente. Si, en cambio, $\sigma_{eq}(a)$ comienza siendo superior $\sigma_{th}(a)$ pero a una determinada longitud de grieta, a_{np} , pasa a ser inferior (curva (2)), significa que una grieta previamente nucleada en el material crecerá hasta dicha longitud y se detendrá, convirtiéndose en una grieta no-propagante, sin provocar, por tanto, el fallo del componente. Por último, si $\sigma_{th}(a)$ es siempre inferior a $\sigma_{th}(a)$ (curva (3)) indica que ninguna de las grietas nucleadas será capaz de superar las primeras barreras microestructurales existentes en el material, quedando bloqueadas por éstas y sin provocar por tanto el fallo. En lo que sigue nos referiremos a este método como *método de la tensión equivalente*.

Finalmente una salvedad, en lo que sigue, las variables a emplear en los modelos presentados (*e.g.* $\sigma(\eta)$, σ_{FL} , σ_{th} , $K_{th\infty}$...) hacen referencia al valor máximo durante un ciclo de carga.

3. EXTENSIÓN A FRETTHING-FATIGA

Los métodos descritos permiten tener en cuenta el efecto del gradiente de tensiones en el proceso de crecimiento por fatiga de las grietas. No obstante, existen diferencias importantes entre el comportamiento de una grieta en el fondo de una entalla y el de otra originada por fretting creciendo bajo la influencia del gradiente de tensiones creado por el contacto.

En situaciones reales de fretting el crecimiento de una grieta en los primeros estadios se produce fundamentalmente en modo mixto (estado I de crecimiento). Esto es debido al carácter multiaxial, incluso no proporcional, del estado de tensiones existente en las zonas subsuperficiales. A medida que la grieta aumenta su longitud tiende paulatinamente a crecer a lo largo de planos de máxima tensión principal, predominando así un crecimiento en modo I (estado II). Esta evolución continúa hasta eventualmente provocar el fallo del componente. Dado que extensión del estado I es bastante inferior a la del estado II, en el presente trabajo se supone que la propagación de la grieta se produce básicamente en modo I y a lo largo de planos de tensión principal máxima.

Otra característica del fretting-fatiga es que el coeficiente de asimetría de la carga (R) varía a medida que se profundiza bajo la superficie. La Fig. 4(a) muestra la evolución local de R con la distancia a lo largo del plano de crecimiento de la grieta para algunos ensayos analizados (véase §4). Este hecho hace que las condiciones umbrales necesarias para hacer crecer la grieta en el material varíen no sólo por aumentar la longitud de grieta sino también por variar R . Dicho efecto se refleja directamente en la probada dependencia con R tanto del límite de fatiga del material como del FIT umbral de grieta larga.

Para incluir el efecto de la variación de R en el método de la tensión equivalente es necesario conocer la variación de la tensión umbral con R y la longitud de grieta ($\sigma_{th}(a, R)$). La determinación experimental de dicha relación es extremadamente complicada, por lo que generalmente debe optarse por usar leyes semiempíricas. Según el modelo de σ_{th} de la Ec. 4, en lo que sigue se supone una ley de la forma:

$$\sigma_{th}(a, R) = \sigma_{FL}(R) \frac{[a_0(R)]^{\frac{1}{2}}}{[a^f + a_0(R)^f - l_0^f]^{\frac{1}{2f}}} \quad (5)$$

siendo

$$a_0(R) = \frac{1}{\pi} \left(\frac{K_{th\infty}(R)}{\sigma_{FL}(R)} \right)^2 \quad (6)$$

donde $\sigma_{FL}(R)$ y $K_{th\infty}(R)$ representan, respectivamente, el límite de fatiga del material y el FIT umbral de grieta larga (valores máximos) para cada R . La evolución de $\sigma_{FL}(R)$ se puede obtener experimentalmente o vía las expresiones clásicas de

Goodman, Gerber, etc. Asimismo, se pueden encontrar en la literatura expresiones empíricas para $K_{th\infty}(R)$. Para completar la extensión de este modelo es necesario definir apropiadamente la evolución de R con la longitud de grieta. En el presente trabajo se ha optado por definir R como el cociente entre las tensiones equivalentes mínimas y máximas que asisten a la grieta en cada instante, es decir, $R_{eq} = \sigma_{eq, min}(a)/\sigma_{eq, max}(a)$. Es fácil comprobar que dicha definición es análoga a la clásica definición de R en términos del FIT, *i.e.* $R_{eq} = K_{min}(a)/K_{max}(a)$.

La extensión de los métodos de distancia crítica discutidos aquí al caso de R variable es algo menos directa. Adoptando las definiciones de distancia crítica propuestas por Taylor, la primera dificultad que se plantea es que, en fretting-fatiga, no existe una única distancia crítica. Dado que $\sigma_{FL}(R)$ y $K_{th\infty}(R)$ varían con R , existe por tanto una distancia crítica diferente (d_R) para cada longitud de grieta. Centrándonos por un momento en el caso de R constante, la metodología que siguen estos métodos puede resumirse en tres puntos: (1) calcular la distancia crítica d asociada al R de que se trate; (2) calcular $\sigma_{eff}(d)$ y $\sigma_{FL}(R)$; (3) el componente falla si $\sigma_{eff}(d) \geq \sigma_{FL}(R)$. Empleando esta misma metodología, una posible extensión de los métodos de distancia crítica para R variable sería:

1. Para cada profundidad η , calcular una R efectiva (Ec. 7) y la distancia crítica asociada, d_R (Ec. 8).

$$R_{eff} = \sigma_{eff, min}(\eta)/\sigma_{eff, max}(\eta) \quad (7)$$

$$\begin{aligned} d_R &= 2 a_0(R_{eff}) ; & \text{para ML} \\ d_R &= 0.5 a_0(R_{eff}) ; & \text{para MP} \end{aligned} \quad (8)$$

2. Para cada d_R , calcular la tensión efectiva $\sigma_{eff}(d_R)$ (Ec. 9) y el límite de fatiga correspondiente $\sigma_{FL}(R_{eff}(d_R))$.

$$\begin{aligned} \sigma_{eff}(d_R) &= \bar{\sigma}(d_R) & \text{para ML} \\ \sigma_{eff}(d_R) &= \sigma(d_R) & \text{para MP} \end{aligned} \quad (9)$$

3. Comparar ambos, teniendo en cuenta que:

$$\text{SI } \sigma_{eff}(d_R) \geq \sigma_{FL}(R_{eff}(d_R)) \quad \forall d_R \Rightarrow \text{FALLO}$$

4. RESULTADOS EXPERIMENTALES

Los resultados experimentales analizados en el presente trabajo corresponden a ensayos de fatiga por fretting con contacto esfera-plano. Estos se encuentran descritos en detalle en la referencia [13]. El dispositivo de ensayo permitía aplicar,

de manera independiente y controlada, una tensión axial cíclica (σ_{ax}) sobre una probeta de sección rectangular y una carga normal constante (N) a las esferas en contacto con la probeta, lo que genera carga tangencial cíclica (Q) entre esfera y probeta. Las probetas y esferas fueron obtenidas de barras extruidas de Al 7075-T6 de 25.4 mm de diámetro. Las propiedades mecánicas se muestran en la Tabla 1 [14]. El tamaño medio de grano D medido perpendicularmente a la superficie de la probeta fue de 35 μm . La Tabla 2 muestra la vida a fatiga obtenida en 14 ensayos diferentes. En todos los casos el coeficiente de asimetría global de las cargas axiales y tangenciales aplicadas fue $R_G = -1$.

σ_{FL} (MPa) (10^6 ciclos)			$K_{th\infty}$ (MPa \sqrt{m})
$R = 0$	$R = -0.5$	$R = -1$	$R = -1$
324	255	214	2.0

Tabla 1: Características mecánicas del Al-7075-T6.

Test	N (N)	Q (N)	σ_{ax} (MPa)	Ciclos ($\times 10^3$)	a (μm)
T8	20.8	± 15	± 83	449.5 (F)	
T11	12.5	± 15	± 83	361 (F)	
T13	16	± 11.7	± 83	530 (F)	
T14	8.75	± 7	± 83	3000 (NF)	
T15	13	± 7	± 83	10000 (NF)	40
T16	13.9	± 10	± 83	803 (F)	
T17	10.3	± 7.5	± 83	2940 (F)	
T18	7.31	± 6.6	± 83	3450 (NF)	125
T31	12	± 9	± 83	2680 (NF)	
T32	20	± 15	± 83	549 (F)	
T33	20	± 15	± 70	516 (F)	
T34	20	± 15	± 56	1540 (NF)	150
T35	20	± 15	± 63	2940 (NF)	110
T36	20	± 15	± 59	1777 (NF)	150

(F): fallo de la probeta a los ciclos indicados

(NF): parada del ensayo sin fallo a los ciclos indicados

Tabla 2: Cargas empleadas, número de ciclos aplicados y longitudes máximas de las grietas observadas.

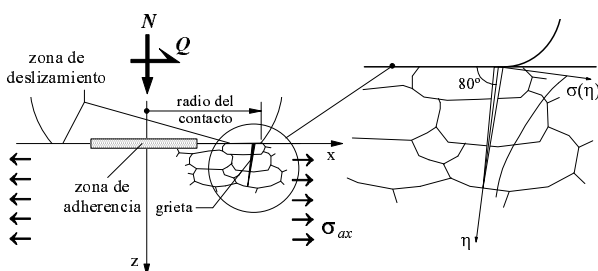


Fig. 2: Esquema de la zona de contacto.

La mayor parte de las probetas que no fallaron se han analizado mediante técnicas metalográficas [8], determinando así la zona de iniciación de las grietas, la longitud y forma real de las mismas y su dirección preferente de propagación. Los resultados de dicho análisis se resumen en los siguientes puntos. (1) Las grietas se nuclean dentro de la zona de contacto, específicamente en la región de deslizamiento, en torno

al plano de simetría del contacto (Fig. 2). (2) Dichas grietas forman inicialmente un ángulo pequeño con la superficie pero giran rápidamente para continuar creciendo a un ángulo entre 65°-90° respecto de la superficie. Esta deflexión se produce invariablemente dentro del primer grano del material, a una profundidad en torno a los 10-20 μm (Fig. 3). (3) Se observa que, de entre todas las existentes, la grieta principal aparece generalmente muy cerca del límite exterior de la zona de deslizamiento (Fig. 2). La forma de dicha grieta es aproximadamente semiéptica con relación de aspecto a/c de 0.5-0.6, siendo a la longitud de la grieta en profundidad y $2c$ la longitud en la superficie. Finalmente, (4) en los ensayos que superaron el millón de ciclos sin romper, se observan las grietas principales detenidas en las proximidades de los límites de grano (Fig. 3). Esto refuerza el hecho de que los bordes de grano actúan como barreras al crecimiento por fatiga de las grietas, reduciendo su velocidad de propagación o incluso deteniéndolas completamente. La Tabla 2 recoge las longitudes máximas de las grietas encontradas en los ensayos analizados.

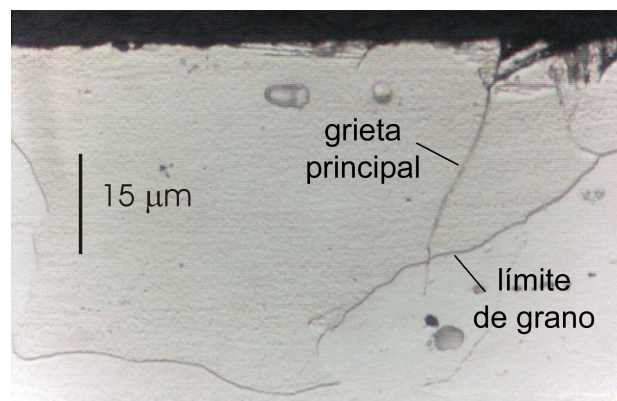


Fig. 3: Micrografía del ensayo T15.

5. APLICACIÓN PRÁCTICA. DISCUSIÓN

El paso previo para la aplicación de los métodos discutidos en §2 y §3 a los ensayos experimentales es la determinación del estado tensional generado por el contacto en cada caso. Para ello se han usado las expresiones analíticas obtenidas por Hamilton [16], suponiendo deformación plana en la zona de contacto. En el análisis se ha incluido la excentricidad provocada en la zona de adherencia por la carga axial en la probeta [17]. De acuerdo con las observaciones experimentales discutidas en §4, se han obtenido las distribuciones de tensión ($\sigma(\eta)$) en la línea que se inicia en el límite exterior de la zona de deslizamiento y se prolonga sobre el plano de simetría del conjunto, formando 80° con la superficie (véase Fig. 2). Dicha orientación se corresponde aproximadamente con la orientación media de las grietas observadas en los ensayos.

La Fig. 4 muestra la evolución de R local ($R = \sigma_{min}(\eta)/\sigma_{max}(\eta)$) y de R equivalente ($R_{eq} = \sigma_{eq, min}^{MS}(\eta)/\sigma_{eq, max}^{MS}(\eta)$) en el plano de la grieta. Los ensayos T18 y T34 representan las variaciones más extremas del conjunto de ensayos analizados. Como se puede observar, el R local parte de un valor igual a R_G ($R_G = -1$) en la superficie, disminuyendo hasta alcanzar un mínimo y aumentando paulatinamente después hasta retomar el R de la carga axial. La misma evolución, aunque algo menos pronunciada, se observa en R_{eq} . Para tener en cuenta esta variación de R , se considera, de acuerdo con [14], que el límite de fatiga a 10^6 ciclos para barras extruidas de Al 7075-T6 sigue aproximadamente una ley del tipo: $\sigma_{FL}(R) = 324/(1 - 0.516R)$ (MPa) para $R \leq 0$. Así mismo, se supone que el FIT umbral máximo de grieta larga permanece constante para $R \leq 0$ [15], es decir, $K_{th\infty}(R) = 2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

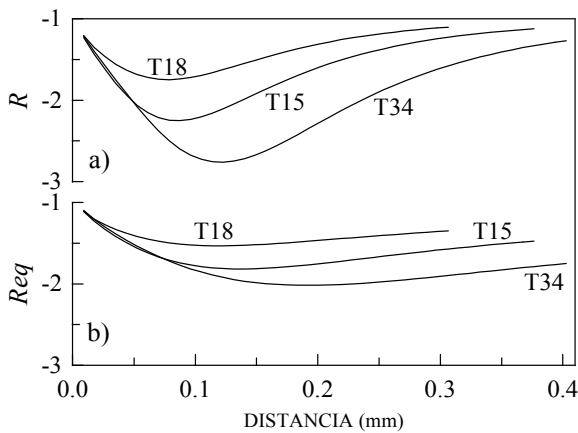


Fig. 4: Evolución de R local (a) y R equivalente (R_{eq}) (b) en el plano de la grieta para los ensayos T15, T18 y T34.

métodos de la línea y del punto propuestos por Taylor, considerando la variación de R . Entre corchetes se indica el valor mínimo del cociente entre la tensión efectiva y el límite de fatiga correspondiente según el método. Si dicho cociente es igual o superior a la unidad significa que el método considerado predice el fallo del componente, lo cual se indica con la sigla F. Si, por el contrario, el valor es inferior a la unidad indica que el componente no falla (NF). Se resaltan en negrita aquellos casos en los que no existe concordancia entre las predicciones y los experimentos.

Como se puede apreciar, las predicciones obtenidas con el ML subestiman sensiblemente los resultados experimentales, presentando unas diferencias máximas del -14%. Las estimaciones del MP presentan un mejor acuerdo con los ensayos. Aunque dichas predicciones subestiman ligeramente los resultados experimentales, sus diferencias máximas son sólo del -5%. En cualquier caso, las diferencias obtenidas entre las predicciones y los ensayos no parecen ser excesivas para ninguna de las situaciones analizadas. Nótese que discrepancias en fatiga entre 10%-20% son en muchos casos inevitables.

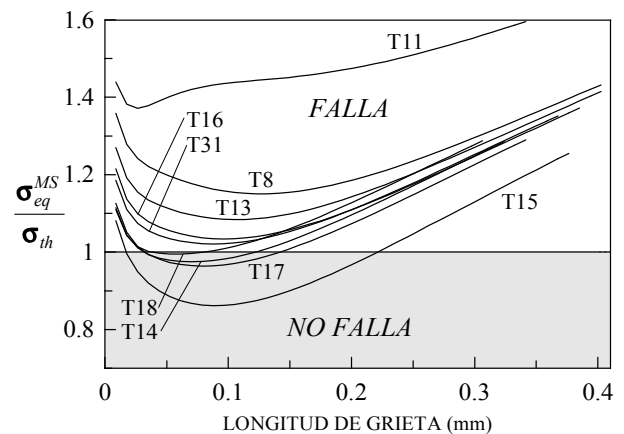


Fig. 5: Predicciones obtenidas con σ_{eq}^{MS} .

Test	EXP.	ML [$\bar{\sigma}(d^\dagger)/\sigma_{FL}^*$]	MP [$\sigma(d^\ddagger)/\sigma_{FL}^*$]	σ_{eq}^{MS} [$\sigma_{eq}^{MS}/\sigma_{th}^\circ$]	a_{np} (μm)
T8	F	NF [0.95]	F [1.05]	F [1.15]	
T11	F	F [1.16]	F [1.31]	F [1.37]	
T13	F	NF [0.90]	F [1.00]	F [1.08]	
T14	NF	NF [0.81]	NF [0.91]	NF [0.97]	32
T15	NF	NF [0.72]	NF [0.77]	NF [0.86]	17
T16	F	NF [0.86]	NF [0.95]	F [1.03]	
T17	NF	NF [0.80]	NF [0.90]	NF [0.96]	32
T18	NF	NF [0.83]	NF [0.94]	NF [0.99]	38
T31	NF	NF [0.85]	NF [0.94]	F [1.02]	
T32	F	NF [0.97]	F [1.07]	F [1.17]	
T33	F	NF [0.88]	NF [0.96]	F [1.04]	
T34	NF	NF [0.79]	NF [0.81]	NF [0.90]	67
T35	NF	NF [0.83]	NF [0.89]	NF [0.97]	104
T36	NF	NF [0.81]	NF [0.85]	NF [0.93]	79

F: Falla; NF: No Falla (antes de 10^6 ciclos);
 $^*\sigma_{FL}(R_{eff})$; $d^\dagger = 2a_0(R_{eff})$; $d^\ddagger = a_0(R_{eff})/2$; $^\circ\sigma_{th}(R_{eq})$;

Tabla 3: Predicciones con el Método de la Línea (ML), el Método del Punto (MP) y la tensión equivalente σ_{eq}^{MS} considerando la variación de R .

La Tabla 3 muestra las predicciones obtenidas con los

La Tabla 3 recoge también las predicciones obtenidas con el método de la tensión equivalente, incluyendo el efecto de R . El factor de corrección por la forma de la grieta considerado en la Ec. 2 es $Y = 0.8$. Dicho valor se corresponde con la media de los valores teóricos obtenidos para grietas semielípticas con relaciones de aspecto a/c de 0.5 ($Y = 0.78$) y 0.6 ($Y = 0.83$) iguales a las observadas experimentalmente [18].

La Fig. 5 muestra la evolución completa del cociente $\sigma_{eq}^{MS}/\sigma_{th}$ en función de la longitud de grieta (ensayos T8-T31). En la citada figura se distinguen dos patrones diferentes. Por un lado, si el ensayo presenta una curva $\sigma_{eq}^{MS}/\sigma_{th}$ siempre superior a la unidad, indica que la tensión que asiste a la grieta en cada instante es siempre superior a la tensión um-

bral necesaria para hacerla crecer en el material y, por tanto, el componente fallará. Si, por el contrario, dicha curva toma valores inferiores a la unidad para una cierta longitud de grieta, significa que una grieta nucleada en el material crecerá hasta dicha distancia y se detendrá, convirtiéndose en una grieta no-propagante. La Tabla 3 recoge entre corchetes el mínimo valor del cociente $\sigma_{eq}^{MS}/\sigma_{th}$ para cada uno de los ensayos analizados, así como las longitudes de grietas no-propagantes esperables en los ensayos en los que no se predice el fallo.

Como se puede observar, las predicciones en cuanto al fallo del componente se encuentran en un excelente acuerdo con los resultados experimentales analizados. Las predicciones de las longitudes de grietas no-propagantes concuerdan tan sólo razonablemente con las observadas experimentalmente (véase Tabla 2). Tales discrepancias son esperables dada la inherente aleatoriedad tanto de la microestructura como de las propiedades mecánicas del material, así como la simplicidad de los modelos analizados. En opinión de los autores, dichas diferencias sólo podrían ser reconciliadas a través del estudio estadístico del proceso de fatiga por fretting.

5. CONCLUSIONES

El presente trabajo estudia la capacidad de diferentes modelos empleados en entallas tales como, el Método del Punto y el Método de la Línea propuestos por Taylor y el *Método de la Tensión Equivalente*, para evaluar la resistencia a fatiga de componentes sujetos a fretting con contacto esférico. En dicho análisis se considera el efecto de la variación del coeficiente de asimetría de las tensiones con la profundidad en el plano de la grieta.

Las predicciones acerca del fallo o no del componente obtenidas con los Métodos de la Línea y especialmente del Punto, extendidos al caso de R variable, se muestran razonablemente dentro del error esperable en este tipo de problemas (10%-20%). En términos generales, ambos modelos, junto con la metodología aquí desarrollada, permiten tener una primera estimación suficientemente aproximada sobre el fallo por fatiga de un componente bajo condiciones de fretting. El *método de la tensión equivalente*, por su parte, proporciona unas estimaciones sobre el fallo del componente que se encuentran en excelente acuerdo con los ensayos analizados. Así mismo, dicho método permite predecir la existencia de grietas no-propagantes. Las longitudes de grietas no-propagantes predichas presentan un razonable acuerdo con las grietas observadas experimentalmente. La tensión equivalente empleada ha sido la correspondiente a una grieta creciendo desde una superficie libre (medio semi-infinito).

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores desean agradecer a la DGICYT la financiación de este trabajo a través de los proyectos PB97-0696-C02-01 y DPI2001-2395.

7. REFERENCIAS

- [1] Waterhouse, R. B. and Lindley, T. C. (Eds.), *Fretting Fatigue*,ESIS Publication 18, Mech. Eng. Publ. (1994)
- [2] Hoepfner, D. W., Chandrasekaran, V. and Elliot, C. B. (Eds.), ASTM STP 1367 (2000).
- [3] Hattori, T., Nakamura, M. and Watanabe, T., ASME Paper No. 84-WA/DE-10 (1984).
- [4] Araujo, J. A. and Nowell, D., *Int. J. Fatigue*, 21, 947-956 (1999).
- [5] Giannakopoulos, A. E., Lindley, T. C. and Suresh, S., *Acta Mater.*, 46, 2955-2968, (1998).
- [6] Fouvry, S., Kapsa, P. and Vincent, L., ASTM STP 1367, pp. 167-182 (2000).
- [7] Dang Van, K. and Maitournam, M. H., ASTM STP 1367, pp. 538-552 (2000).
- [8] C. Vallellano, J. Dominguez and A. Navarro, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct.*, (*in press*) (2003).
- [9] Taylor, D., *Int. J. Fatigue*, 21, 413-420 (1999).
- [10] Hartranft, R.J. and Sih, G.C., in *Methods of Analysis and Solutions of Crack Problems* (Ed. G.C. Sih), Noordhoff Int. Publ., Leyden (1973), pp. 179-238 .
- [11] M. H. El-Haddad, T. H. Topper and K. N. Smith, *Engng. Fract. Mech.* 11, 573-584 (1979).
- [12] C. Vallellano, *PhD. Thesis*. Universidad de Sevilla (1999).
- [13] Wittkowsky, B. U., Birch, P. R., Domínguez, J. and Suresh, S., ASTM STP 1367, pp 213-227 (2000).
- [14] Fatigue Data Book: Light Structural Alloys. ASM International, Materials Park, OH, USA, pp. 91-94 (1995).
- [15] Taylor, D. (1989), *Fatigue Thresholds*, Butterworth & Co. (Publishers) Ltd.
- [16] Hamilton, G. M., *Proc. Inst. Mech. Engng.*, 197 C, 53-59 (1983).
- [17] Navarro, C. and Dominguez, J., *Proc. of Comp. Methods Contact Mechanics IV*, 453-462 (1999).
- [18] Irwin, G. R., *J. Appl. Mech.* 29, 651-654 (1962).