

INFLUENCIA DE ALGUNOS RECUBRIMIENTOS SOBRE LA RESISTENCIA A FATIGA POR FRETTING

Sergio Muñoz, Carlos Navarro, Jaime Domínguez

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

Resumen. En este artículo se analiza el efecto que distintos recubrimientos tienen sobre el comportamiento a fatiga por fretting en un componente mecánico. Con este fin se ha diseñado una serie de ensayos de fretting-fatiga en los que se varían dos parámetros distintos: la fuerza tangencial en el contacto y la tensión axial en la probeta. Los ensayos se han realizado con contacto esfera-plano manteniendo en todo momento las condiciones de deslizamiento parcial. El material empleado ha sido la aleación de aluminio 7075-T651, y los recubrimientos han sido bisulfuro de molibdeno con carburo de tungsteno ($\text{MoS}_2\text{-WC}$) y un tratamiento de anodizado duro más Nituff®. De esta forma, se ha estudiado la influencia de cada tratamiento sobre la vida a fatiga por fretting, para distintas condiciones de carga. Por último, mediante un modelo analítico, se ha estudiado la distribución de tensiones en la zona de contacto y se ha realizado la predicción de vida a fatiga de cada uno de los ensayos.

Abstract. This paper analyses the effect that different coatings have on the fretting fatigue behaviour in a mechanical component. In this way, a series of fretting fatigue tests in which two different parameters are varied, the tangential force in the contact and the axial stress in the specimen, have been designed. All tests have been carried out with spherical-flat contact under partial slip conditions. The material employed is aluminium alloy 7075-T651, and the coatings have been $\text{MoS}_2\text{-WC}$ and a hard anodized treatment + Nituff®. In this way, the influence of each coating on fretting fatigue life, for different load conditions, has been studied. Finally, using an analytical model, stress field in the contact zone has been studied and fatigue life prediction for each test has been made.

1. INTRODUCCIÓN

La fatiga por fretting es un fenómeno que puede aparecer en las superficies de dos elementos en contacto unidos bajo presión y cuyas superficies están sometidas a un deslizamiento relativo de pequeña amplitud. El resultado es la prematura nucleación de numerosas grietas en la zona de contacto, una de las cuales puede continuar creciendo hasta producir el fallo final. Este fenómeno se puede encontrar en multitud de componentes de máquinas y estructuras como uniones atornilladas y roblonadas, acoplamientos con ajuste a presión, cadenas, etc. [1-2]. Entre los paliativos para mejorar el comportamiento a fatiga por fretting [1], uno de los más eficientes es la aplicación de recubrimientos en los componentes mecánicos sometidos a fretting. Estos recubrimientos pueden mejorar tanto el comportamiento frente al desgaste y fatiga simple como frente a la fatiga por fretting. En este trabajo se ha realizado un estudio experimental sobre el efecto que distintos recubrimientos tienen sobre el comportamiento a fatiga por fretting. El material empleado ha sido la aleación de aluminio 7075-T651, y se han aplicado dos recubrimientos distintos: por un lado, una capa de bisulfuro de molibdeno y carburo de tungsteno ($\text{MoS}_2\text{-WC}$) y, por otro, un tratamiento de anodizado duro más Nituff®. Dicho estudio se ha realizado para distintas condiciones de cargas, determinando además la influencia de cada tipo de carga sobre la vida a fatiga. Por último, mediante un modelo analítico, se ha

estudiado la distribución de tensiones en la zona de contacto y se ha realizado la predicción de vida a fatiga de cada uno de los ensayos realizados.

2. SISTEMA DE ENSAYOS

El montaje experimental utilizado en este estudio está basado en un puente de fretting rigidamente montado a una máquina de tracción servo-hidráulica, como el esquematizado en la Fig.1. La configuración de contacto utilizada ha sido esférico-plano. El radio de la esfera es de $R=100$ mm y las probetas utilizadas son de sección cuadrada de 10×10 mm. Los ensayos de fretting fatiga han sido realizados bajo control en carga de amplitud constante a la frecuencia de 5 Hz. Después de aplicar una carga normal constante N , la probeta se somete a una carga axial cíclica, P , mediante el actuador de la máquina de ensayo.

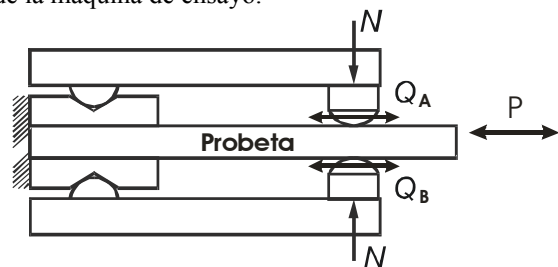


Fig.1. Esquema de sistema de ensayos de fretting fatiga.

Como consecuencia del contacto y de la deformación axial de la probeta, se inducen unas cargas tangenciales cíclicas Q_A y Q_B , en cada una de las zonas de contacto. Durante el ensayo, P , Q_A , Q_B y N son grabadas. En el caso de que $Q \geq \mu \cdot N$, donde μ es el coeficiente de rozamiento, se produce el deslizamiento global entre las dos superficies. Si por el contrario $Q < \mu \cdot N$, se produce lo que se denomina deslizamiento parcial, en el que la parte central del contacto se encuentra adherida y aparece un anillo concéntrico donde se produce el deslizamiento relativo entre las superficies. En este trabajo, las condiciones de deslizamiento parcial son mantenidas en la totalidad de los ensayos.

3. MATERIAL Y RECUBRIMIENTOS

El material ensayado ha sido la aleación de aluminio 7075-T651, cuyas propiedades mecánicas se encuentran listadas en la Tabla 1, donde σ_{TS} es la tensión de rotura, ν el coeficiente de Poisson, E el módulo de elasticidad y t_f el límite de fatiga a torsión para 10^6 ciclos. Por otro lado, C y n son las constantes de la ley de propagación de Paris y, σ'_f y b' las constantes de la curva vida-deformación ($\varepsilon-N$).

Tabla 1. Propiedades mecánicas de Al 7075-T651.

σ_{TS} (MPa)	ν	E (GPa)	t_f (MPa)
572	0.33	71	91
C (MPa,m)	n	σ'_f (MPa)	b'
$4.83 \cdot 10^{-11}$	3.517	1610	-0.1553

Hay que hacer notar el hecho de que la curva $\varepsilon-N$ sólo se ha caracterizado en su parte elástica, obviando de este modo la parte plástica de la misma. Esta aproximación está justificada, debido al hecho de que en todos los ensayos las deformaciones plásticas son despreciables. Por este motivo, se obtiene una buena aproximación con un cálculo elástico de las tensiones.

Con objeto de mejorar el comportamiento a fatiga por fretting de la aleación de aluminio estudiada, se han utilizado dos recubrimientos distintos:

El primero se trata de una capa de MoS₂-WC (Bisulfuro de molibdeno – Carburo de tungsteno) depositada mediante técnica PVD (Physical vapor deposition) y realizada por la Fundación INASMET. El espesor de esta capa es de 1.2 μm aproximadamente. El segundo recubrimiento utilizado es un tratamiento Nituff® de aproximadamente unas 50 μm de espesor que consiste en un anodizado duro con partículas de PTFE y esta patentado por Nimet Industries Inc.

Del estudio tribológico realizado por la Fundación INASMET [3], se observa que el desgaste del tratamiento de Nituff® es mucho mayor al del Al sin tratar, y que el del MoS₂-WC es varios ordenes de magnitud inferior al del material sin recubrir. Para

completar el estudio tribológico de los tratamientos, se ha medido el valor del coeficiente de rozamiento, μ , tanto a los dos recubrimientos estudiados como al Al sin tratar, haciendo uso del procedimiento utilizado en [4]. Los ensayos para la medida de μ se han realizado a una frecuencia de 5 Hz, la misma frecuencia utilizada en los ensayos de fretting fatiga objeto de este trabajo. La razón es evitar la influencia de la frecuencia de aplicación de cargas en el valor del coeficiente de rozamiento [4]. Además, para tener en cuenta la posible variación de μ con el desgaste del recubrimiento, se han realizado varios ensayos de medida de μ después de distintos números de ciclos y a distintos niveles de carga. En la Fig.2 se muestran los valores de μ obtenidos para distintos números de ciclos y para los tres casos estudiados, donde “Sin” se refiere al aluminio sin tratar, “Nit” al recubrimiento de Nituff® y “Mo” al recubrimiento de MoS₂-WC.

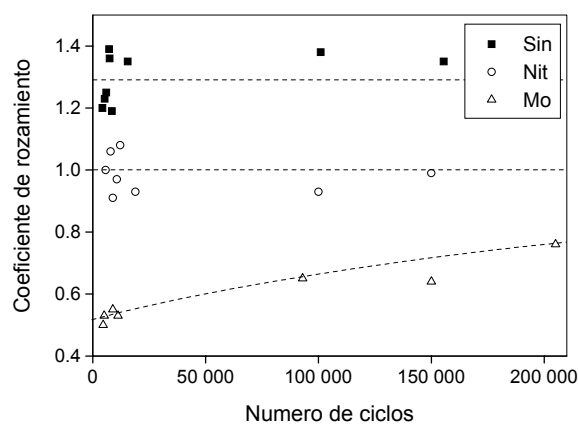


Fig. 2. Ensayos de coeficientes de rozamiento.

Se observa que tanto en el Al sin tratar como en el caso del Nituff®, el valor de μ es independiente del desgaste producido. En el caso del Nituff®, se debe a que el desgaste del recubrimiento siempre ha sido menor que el espesor del mismo, 50 μm , por lo que nunca se alcanza el sustrato. En cambio, en el caso del MoS₂-WC, debido a que el espesor de la capa es de sólo 1.2 μm , en los ensayos con alto nivel de carga y larga duración, el desgaste alcanza el sustrato y el valor de μ obtenido es mayor, como se aprecia en la Fig.2. De este modo, en el caso del MoS₂-WC, el valor de μ será muy dependiente del desgaste del recubrimiento, por lo que el error cometido en la estimación de μ será mayor y, en consecuencia, también el error en la estimación de la vida [4]. En la Tabla 2 se muestran los valores medios de μ para cada recubrimiento.

Tabla 2. Valores medios del coeficiente de rozamiento.

Sin tratar	MoS ₂ -WC	Nituff
1.25	0.65	1

4. ENSAYOS Y RESULTADOS

Se ha diseñado una serie de ensayos con distintos niveles de carga, en los que se han variado dos parámetros distintos: la fuerza tangencial en el contacto y la tensión axial en la probeta. En todos los casos se ha elegido un valor de la carga normal N de forma que la relación Q/N sea la misma (en torno a 0.5). En total se han realizado 27 ensayos: 9 series con distintos niveles de cargas, y 3 ensayos por serie (uno con Al sin tratar y otros dos con los dos tipos de recubrimientos). La Fig.3 muestra un cuadrante con las distintas series de ensayos.

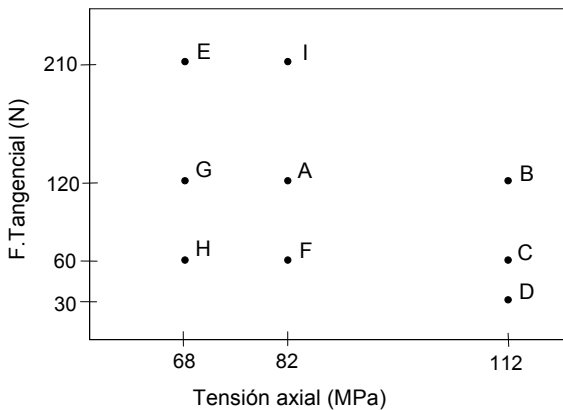


Fig. 3. Cuadrante de las series de ensayos.

Como se puede observar en la Fig.1, se distinguen dos zonas de contacto: A y B. En ambas zonas, tanto la carga axial P como la carga normal N , tienen el mismo valor. Sin embargo, entre los valores de las cargas tangenciales a uno y otro lado existe una pequeña diferencia. Esta diferencia, unida a la aleatoriedad del proceso de fatiga, es suficiente para que la grieta se inicie y se propague antes en uno de los lados, provocando finalmente el fallo. La Fig.4 muestra la superficie de rotura de uno de los ensayos. En ella, se puede ver que en la denominada “zona de rotura” se inicia la grieta principal que produce el fallo, mientras que en el lado opuesto (“zona de no rotura”), se observa una “grieta secundaria” con forma semi-elíptica, de ancho $2d$ y profundidad b . De este modo, se obtienen dos ensayos distintos de cada uno de los ensayos: uno que produce el fallo y otro que inicia y propaga la grieta hasta una cierta profundidad b .

Un aspecto importante a tener en cuenta es cómo influye la existencia de una grieta secundaria en la propagación de la grieta principal y viceversa. Esta influencia sólo es importante cuando el tamaño de las grietas es suficientemente grande y, debido a que en este caso la velocidad de propagación de las grietas es muy alta, la porción de vida afectada es despreciable. Por lo tanto, para el cálculo analítico se supondrá que las grietas crecen en un medio semi-infinito.

En la Tabla 3 se muestran los resultados de los ensayos. Cada ensayo queda definido por su número, la serie a la que pertenece y el material (Sin, Nit o Mo).

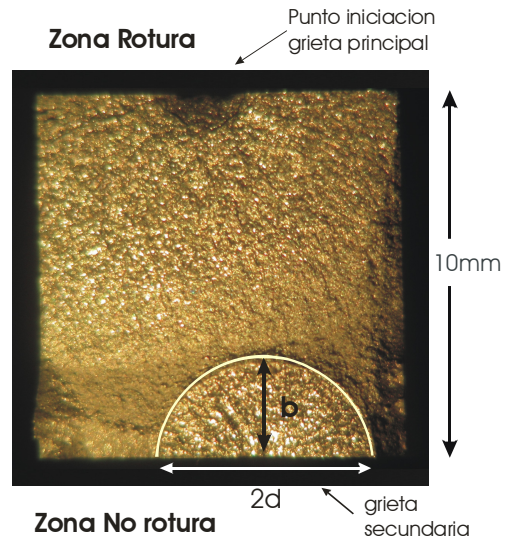


Fig. 4. Superficie de rotura de uno de los ensayos.

En las siguientes columnas se muestran las cargas a las que se ha sometido cada ensayo, donde σ_{ax} es la tensión axial, N la carga normal y Q_A y Q_B las cargas tangenciales a cada lado de la probeta. Por último se presenta la vida del ensayo, la zona por la que se ha producido la rotura y el ratio de aspecto de la “grieta secundaria”, siendo $2d$ y b los parámetros definidos en la Fig.4. Se observa que, aunque en la mayoría de los ensayos la zona de rotura coincide con la zona que mayor carga tangencial soporta, en algunos ensayos ocurre lo contrario. Esto es debido a que la diferencia entre las cargas tangenciales es muy pequeña y cualquier defecto superficial ha podido iniciar la grieta antes en la zona con menor carga. Por otro lado, en alguno de los ensayos no se muestran las dimensiones de la “grieta secundaria”, debido a que no se ha encontrado ninguna en la superficie de rotura. Esto se debe a que probablemente la “grieta secundaria” se encuentre en un plano distinto a la superficie de rotura y sea suficientemente pequeña para no ser detectada con los procedimientos empleados.

A partir de los ensayos en los que se han encontrado “grietas secundarias”, se ha calculado el ratio de aspecto de la grieta b/d , donde b y d son los semiejes de la grieta elíptica (Fig.4). En la Fig.5 se muestra este ratio de aspecto representado frente a la profundidad de la grieta, b , adimensionalizada con respecto al radio de la zona de contacto, a . En esta figura se puede observar la evolución de la grieta al crecer: empieza con una forma de elipse achatada ($b/d=0.5$) y, a medida que crece, tiende a una forma semicircular ($b/d=1$). Este comportamiento es característico del contacto esférico: cuando la longitud de la grieta es menor que el radio de la zona de contacto, a , está sometida a tensiones similares en toda su longitud a lo largo de la superficie, por lo que tiende a una forma semi-elíptica con d bastante mayor que b . A medida que la grieta crece por encima de a , las altas tensiones sobre la superficie de la grieta exterior a la zona de contacto desaparecen, siendo del mismo orden o menores que las existente

Tabla 3. Resultados de los ensayos.

Ensayo	Serie	Material	σ_{ax} (Mpa)	N (N)	QA (N)	QB (N)	VIDA	Zona rot	2d-b (mm)
1	A	Sin-1	82.5	230	117	105	413374	A	1,8 - 0,6
2	A	Nit-1	81.7	230	109	96	398056	A	
3	A	Mo-1	81.6	230	121	103	1101329	A	
4	B	Sin-2	111.6	230	127	83	210934	A	2,8 - 1,25
5	B	Nit-2	111.3	230	122	91	183520	A	4 - 1,7
6	B	Mo-2	111.0	230	120	95	305199	A	
7	C	Sin-3	111.0	120	67	55	221537	A	
8	C	Nit-3	110.7	120	65	58	224915	A	4,85 - 2,1
9	C	Mo-3	110.2	120	64	35	450639	A	
10	D	Sin-4	110.0	70	34	29	326391	B	4,7 - 2,25
11	D	Nit-4	110.6	70	36	31	273771	A	2,3 - 0,9
12	D	Mo-4	110.5	70	36	28	356037	A	
13	E	Sin-5	68.3	420	207	219.5	587516	A	5,9 - 2,7
14	E	Nit-5	66.77	420	177	202	597776	A	5.95 - 2.6
15	E	Mo-5	66.6	420	186	187	811370	A	6 - 2,75
16	F	Sin-6	82.5	120	58.7	59.7	722298	B	
17	F	Nit-6	82.6	120	55.5	58.5	568673	A	
18	F	Mo-6	82.6	120	61	55	696204	B	
19	G	Sin-7	67.9	230	119.5	118.5	607558	A	3.75 - 1.75
20	G	Nit-7	68.35	230	115.5	119.5	612464	B	4.8 - 2.2
21	G	Mo-7	68	230	126.5	122.5	720665	B	3.9 - 1.55
22	H	Sin-8	67.9	120	62.5	63.2	1054787	A	
23	H	Nit-8	69.5	120	57	57	611476	B	
24	H	Mo-8	67.85	120	55	63	1093003	A	4.5 - 2.1
25	I	Sin-9	81.9	420	213	192	403948	A	8.25 - 4.95
26	I	Nit-9	81.8	420	205	209	361248	A	5 - 2.2
27	I	Mo-9	82.9	420	191	211	414420	B	4.2 - 1.8

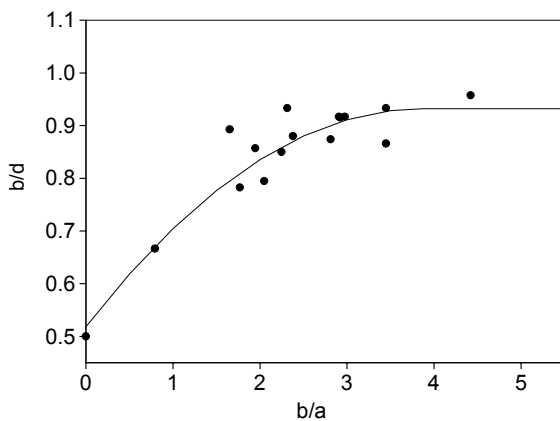
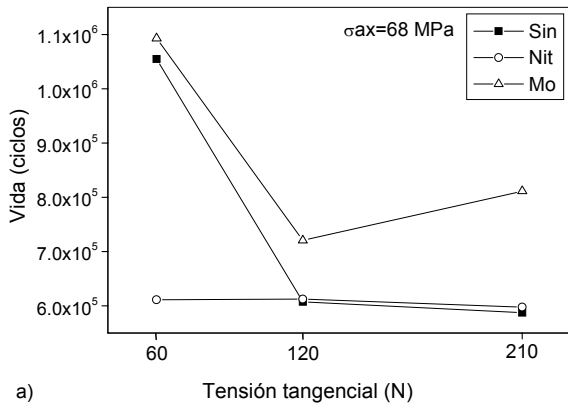


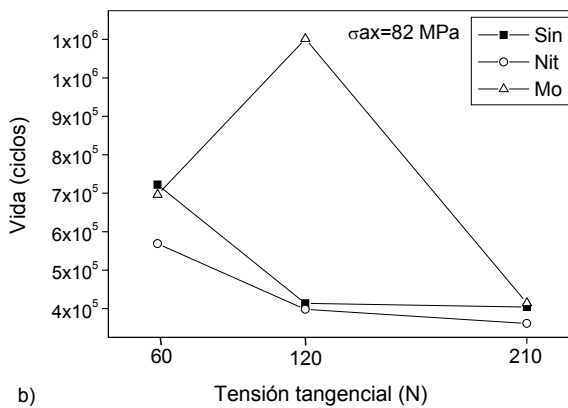
Fig. 5. Ratio de aspecto de grieta

en el fondo de la grieta, con lo que la grieta tiende a aumentar su profundidad, incrementándose la relación b/d . A raíz de los resultados de los ensayos se puede estudiar la influencia de cada tipo de carga, axial y tangencial, en la vida a fatiga por fretting. De este modo, como se puede ver en la Fig.6, tomando series con la misma carga axial (a) $\sigma_{ax}= 68$ MPa: series E-G-H ; b) $\sigma_{ax}= 82$ MPa: series I-A-F ;

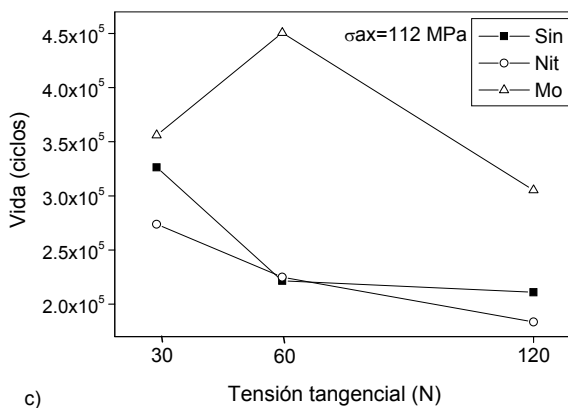
c) $\sigma_{ax}= 112$ MPa: series B-C-D), se observa que al aumentar la carga tangencial Q , disminuye la vida a fatiga. De igual manera pasa con la carga axial: para la misma carga tangencial, el aumento de la carga axial provoca una disminución de la vida a fatiga. A partir de los resultados obtenidos en los ensayos, como objetivo principal de este artículo, se ha estudiado la influencia de cada uno de los recubrimientos sobre la vida a fatiga por fretting. De este modo, al comparar en la Fig.6 los ensayos del material sin recubrir (Sin) con los del material con los dos recubrimientos utilizados (Nit y Mo), se puede observar cómo los ensayos con las probetas recubiertas con MoS_2 -WC alcanzan vidas mayores que con el material sin recubrir. Este aumento de vida se debe, al menos en parte, a las menores tensiones en la zona de contacto debidas a la disminución del coeficiente de rozamiento [4]. Para ver la influencia de μ sobre las tensiones, se ha estudiado la variación del parámetro de McDiarmid, F_{MD} , para fatiga multiaxial, en función de μ . Este parámetro puede considerarse una tensión equivalente. En la Fig.7 se muestra la variación de F_{MD} adimensionalizado con respecto al límite de fatiga a torsión, t_I , a lo largo del eje simetría de la zona de contacto, en un ensayo de la serie A, para los



a)



b)



c)

Fig. 6. Vida a fatiga frente a Q , para distintos valores de σ_{ax} , en los tres casos estudiados.

tres casos estudiados. Esto se ha hecho tanto en la superficie de contacto ($z/a=0$) como a una profundidad de $75 \mu\text{m}$ ($z/a=0.1$), del orden del tamaño de grano. Se comprueba que los picos de este parámetro se producen en el borde de la zona de contacto ($x=a$), que es donde se inician normalmente las grietas. Además, dichos picos aumentan con el valor de μ , aunque en puntos situados debajo de la superficie, esta diferencia en las tensiones va disminuyendo con la profundidad, como se aprecia en la Fig.7. Debido a esto, en el caso de las probetas recubiertas con $\text{MoS}_2\text{-WC}$ ($\mu=0.65$), las tensiones

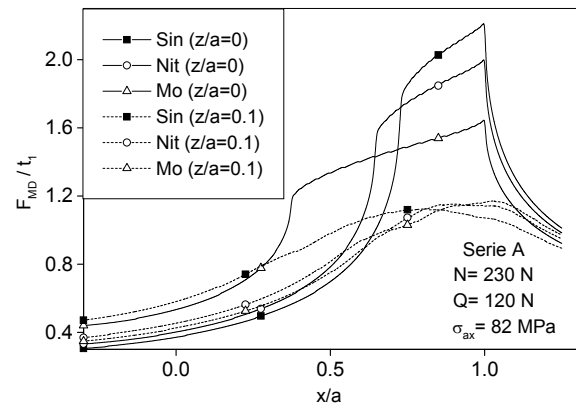


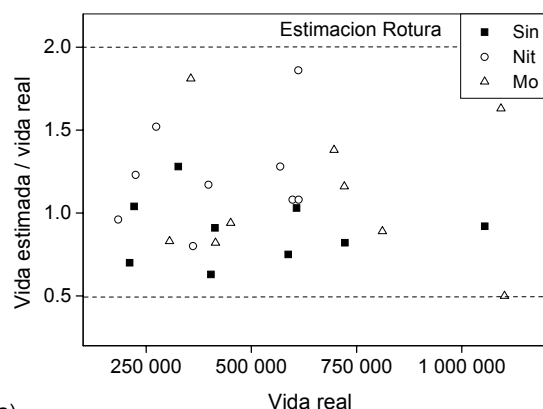
Fig. 7. Variación de F_{MD}/t_1 en el eje de simetría de la zona de contacto, para los tres casos estudiados.

que soportan las grietas son menores que en el caso del Al sin recubrir ($\mu=1.25$) y, por lo tanto, la vida a fatiga por fretting será mayor [4]. Sin embargo, en el caso de las probetas recubiertas con el tratamiento de Nituff®, a pesar de presentar un valor de μ inferior al del Al sin tratar, no presentan ningún aumento en la vida a fatiga, incluso en algunos casos se obtienen vidas menores que en el Al sin tratar. La explicación a este hecho es que el espesor de la capa de recubrimiento ($50 \mu\text{m}$) es suficientemente grande para que la iniciación y primera parte de la propagación de la grieta tenga lugar en dicha capa. Esto, unido al hecho de que la resistencia a fatiga simple de las probetas recubiertas con Nituff® sea menor que la del Al sin tratar [3], puede explicar los malos resultados obtenidos en los ensayos.

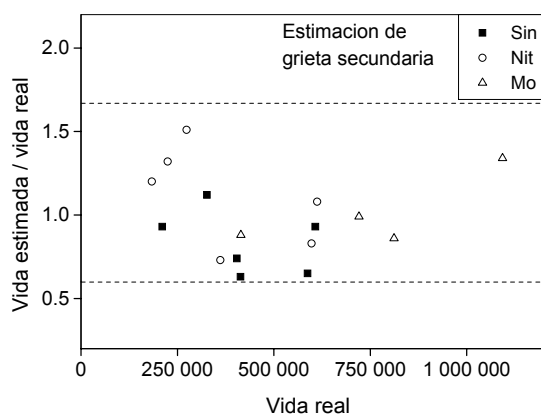
5. ESTIMACIÓN DE VIDA A FATIGA

Con el objeto de realizar la predicción de la vida a fatiga de cada uno de los ensayos realizados, se ha utilizado un modelo analítico propuesto por Navarro et al.[5]. Este modelo combina los procesos de iniciación y propagación, definiendo una longitud de grieta inicial no arbitraria como resultado de dos elementos: por un lado, el estado de tensiones a lo largo del camino hipotético de la grieta y, por otro, el criterio multiaxial de iniciación de McDiarmid y la ley de propagación por fatiga de Paris. Utilizando este modelo, se han realizado las predicciones para cada uno de los ensayos realizados. En primer lugar se ha predicho la vida necesaria para iniciar y propagar la grieta principal hasta la rotura en la zona por la que se ha producido el fallo (zona de rotura en Fig.4). Por otro lado, se ha realizado la predicción del número de ciclos necesarios para iniciar y propagar la “grieta secundaria” hasta su profundidad final, b , en la zona de no rotura (Fig.4). Una vez realizadas ambas predicciones, se ha calculado el error cometido en las mismas. De esta forma, en la Fig.8 se representa, para ambas predicciones, la relación entre la vida estimada y la vida real, frente a

la vida real. Como se puede apreciar, los errores cometidos en ambas predicciones son bastante aceptables: en la estimación de rotura la relación entre vida estimada y vida real, para todos los ensayos, se encuentra en una banda entre 0.5 y 2, mientras que en la estimación de la grieta secundaria dicha banda está entre 2/3 y 3/2. En ambos casos se han obtenido mejores resultados en las predicciones de los ensayos del material sin tratar que en los de las probetas recubiertas. Esto se debe, al menos en parte, a la mejor estimación de μ en el caso del material sin tratar.



a)



b)

Fig. 8. Estimación de vida hasta la rotura (a) y estimación de la grieta secundaria (b).

6. CONCLUSIONES

En este trabajo se ha realizado un estudio experimental sobre la influencia que distintos recubrimientos tienen sobre el comportamiento a fatiga por fretting en la aleación de aluminio 7075-T651. Se han estudiado dos tipos de recubrimientos: primeramente, una capa de 1.2 μm de espesor de bisulfuro de molibdeno y carburo de tungsteno ($\text{MoS}_2\text{-WC}$) y, en segundo lugar, un tratamiento de anodizado duro más Nituff® de 50 μm de espesor. Del estudio tribológico se deduce que el recubrimiento de $\text{MoS}_2\text{-WC}$ es el que mejor propiedades tiene: el desgaste medido es varios

órdenes de magnitud inferior al del Al sin tratar y su coeficiente de rozamiento es la mitad que la del material sin recubrir. Sin embargo, el tratamiento de Nituff® aplicado no tiene propiedades tribológicas tan buenas: aunque el coeficiente de rozamiento es algo menor al del Al sin tratar, su desgaste es muy superior.

Se han llevado a cabo una serie de ensayos de fretting fatiga, para distintas condiciones de cargas, en los que se compara el comportamiento de ambos recubrimientos frente al del material sin tratar. De los resultados obtenidos se concluye que el recubrimiento de $\text{MoS}_2\text{-WC}$ produce un aumento considerable de la vida a fatiga. Esto se debe a que las tensiones derivadas del contacto son menores gracias a la disminución del coeficiente de rozamiento debida al recubrimiento. Por otro lado, se comprueba que el tratamiento de Nituff® no ofrece ningún efecto beneficioso sobre la vida a fatiga por fretting, presentando un comportamiento similar al del material sin recubrimiento.

Como conclusión final se puede destacar el buen comportamiento tribológico y frente a fatiga por fretting que posee el recubrimiento de $\text{MoS}_2\text{-WC}$, siendo aconsejable su uso en sistemas mecánicos sometidos a fretting, siempre que la reducción del coeficiente de rozamiento producido no sea incompatible con la aplicación prevista y que el desgaste debido al fretting no provoque la pérdida de la capa de recubrimiento.

Por último, mediante un modelo analítico, se han estudiado la distribución de tensiones en la zona de contacto y se ha realizado la predicción de vida a fatiga de cada uno de los ensayos realizados, obteniendo resultados muy satisfactorios.

7. REFERENCIAS

- [1] Waterhouse, R.B. *Fretting Fatigue*, Applied Science publishers, (1981).
- [2] Hoepner, D.W., Chandrasekaran, V. and Elliot, C.B. Eds. *Fretting Fatigue: Current technology and practices*, ASTM STP 1367, (2000).
- [3] González, D., Brizuela, M., Atxaga, G., Irisarri, A.M. y Zamorano, B., *Influencia del recubrimiento superficial sobre las prestaciones frente al desgaste y la fatiga de una aleación de aluminio 7075*, Anales de Mecánica de la Fractura 22, (2005, para ser publicado).
- [4] Muñoz, S., Navarro, C. y Domínguez, J., *Influencia del coeficiente de rozamiento en fretting*, Anales de Mecánica de la Fractura 21, 197-202, (2004).
- [5] Navarro, C., García, M., Domínguez, J., *A procedure for estimating the total life in fretting fatigue*, Fatigue Fracture Engng. Mater. Struct. 26, 459-468, (2003).