

TESIS

Estimación de vida a fatiga por fretting
Aplicación a componentes recubiertos

por

SERGIO MUÑOZ MORENO

Ingeniero Industrial

presentada en la

**ESCUELA TÉCNICA SUPERIOR DE
INGENIEROS**

de la

UNIVERSIDAD DE SEVILLA

para la obtención del
Grado de Doctor Ingeniero Industrial

Sevilla, julio de 2007

**Estimación de vida a fatiga por fretting
Aplicación a componentes recubiertos**

Sevilla, julio de 2007

Fdo.- Jaime Domínguez Abascal
Director de Tesis

Fdo.- Sergio Muñoz Moreno
Doctorando

A mis padres y a mis hermanos

Agradecimientos

Deseo expresar mi agradecimiento al Departamento de Ingeniería Mecánica y de los Materiales así como al Ministerio de Educación y Ciencia por la oportunidad de realizar esta tesis.

Sevilla, julio de 2007

Índice general

Índice general	I
1. Introducción	1
1.1. Antecedentes históricos	5
1.2. Descripción del fenómeno	10
1.3. Tensiones en el contacto	15
1.4. Tipos de contacto	16
1.4.1. Contacto plano	16
1.4.2. Contacto plano con esquinas redondeadas	18
1.4.3. Contacto cilíndrico	21
1.4.4. Contacto esférico	25
1.5. Tipos de ensayo	28
1.5.1. Ensayos sobre configuraciones reales	29
1.5.2. Ensayos sobre geometrías sencillas	29
1.6. Paliativos	33
1.6.1. Modificaciones del diseño	33
1.6.2. Modificaciones de las superficies	34
2. Modelos de predicción de vida	43
2.1. Modelos para fatiga con entallas	45
2.1.1. Modelos basados en la iniciación	45

2.1.2.	Modelos basados en la propagación	48
2.1.3.	Combinación de iniciación y propagación	49
2.2.	Modelos para fretting fatiga	51
2.2.1.	Modelos basados en la iniciación	52
2.2.2.	Modelos basados en la propagación	56
2.2.3.	Combinación de iniciación y propagación	64
3.	Método experimental	75
3.1.	Montaje experimental	76
3.2.	Probetas y elementos de contacto	80
3.3.	Material base y tipos de recubrimiento	81
3.4.	Propiedades	84
3.4.1.	Propiedades mecánicas	84
3.4.2.	Propiedades de fatiga	85
3.4.3.	Velocidad de crecimiento de grieta	86
3.4.4.	Coefficiente de rozamiento	87
3.4.5.	Tensiones residuales	89
3.4.6.	Tamaño de grano	91
3.4.7.	Propiedades tribológicas	91
4.	Resultados experimentales	95
4.1.	Planificación de los ensayos	96
4.2.	Influencia entre grietas principal y secundaria	99
4.3.	Resultados de los ensayos	104
4.3.1.	Ensayos terminados en fallo	104
4.3.2.	Ensayos no terminados en fallo	109
4.3.3.	Ensayos interrumpidos	117
4.4.	Estudio sobre los resultados experimentales	120
4.4.1.	Efecto de los tipos de carga	120
4.4.2.	Determinación experimental del límite de fatiga por fretting	126

4.4.3. Evolución de la profundidad de grieta	128
4.4.4. Efecto de los recubrimientos utilizados	133
5. Análisis de ensayos sobre probetas sin recubrir	143
5.1. Estimación de vida en ensayos terminados en fallo	149
5.1.1. Influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento .	159
5.2. Estimación de grietas secundarias en ensayos terminados en fallo .	163
5.2.1. Influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento .	167
5.3. Estimación de vida en ensayos no terminados en fallo	168
5.3.1. Estimación de la longitud de grieta	175
5.4. Límite de fatiga por fretting	177
5.4.1. Series de ensayos con Q constante	178
5.4.2. Series de ensayos con σ constante	185
5.4.3. Curvas de fatiga por fretting	191
5.5. Estimación de la evolución de la grieta en ensayos interrumpidos .	194
6. Análisis de ensayos sobre probetas recubiertas	203
6.1. Estimación de vida en probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. . .	209
6.2. Estimación de vida en probetas recubiertas con <i>Nituff</i> [®]	214
7. Conclusiones y trabajos futuros	223
7.1. Resumen	223
7.2. Conclusiones	227
7.3. Aportaciones	232
7.4. Trabajos futuros	233
A. Velocidad de crecimiento y evolución de grieta en ensayos NF	
(cap.5)	235
B. Velocidad de crecimiento de grieta en ensayos Interrumpidos (cap.5)	249
Bibliografía	257

Capítulo 1

Introducción

El problema de la fatiga de materiales fue observado en el siglo XIX, a principios de la revolución industrial, época en la que se produjo un notable aumento del uso de materiales férreos. El primer estudio sobre fatiga fue publicado sobre el año 1829 por el alemán W.A.J. Albert [1]. Posteriormente, entre 1850 y 1870, Wöhler [2] realizó una serie de investigaciones que sentaron las bases del problema. La fatiga es un fenómeno por el cual, en un componente metálico sometido a unas cargas variables con el tiempo, de amplitud menor al límite de rotura del material, se puede producir el fallo del componente tras un determinado número de aplicaciones de las cargas. En resumen, una repetida aplicación de cargas puede iniciar un mecanismo de fatiga en el material, dando lugar a la nucleación de una microgrieta, su crecimiento y, por último, el fallo final de la estructura. La historia de la ingeniería ha estado marcada por numerosos fallos por fatiga de maquinaria, vehículos, estructuras soldadas, aeronaves, etc. Una amplia revisión sobre el estudio del fenómeno de la fatiga desde sus comienzos hasta la actualidad ha sido realizada por W. Schütz [3]. Dependiendo de las circunstancias en las que se encuentre el componente, existen muchos tipos de fatiga: fatiga mecánica, fatiga térmica, fatiga a altas temperaturas, fatiga por corrosión, *fatiga por fretting*,

etc. El fenómeno de la *fatiga por fretting* o *fretting fatigue* es un tipo de fatiga por contacto que puede aparecer en las superficies de dos elementos en contacto, entre las que existe un deslizamiento de pequeña amplitud. Este tipo de fatiga se caracteriza porque la iniciación y primera parte del crecimiento de las grietas son provocadas, en gran medida, por tensiones debidas al contacto entre dos elementos. De este modo, se inducen unas tensiones locales en la zona del contacto que provocan un efecto parecido al de un concentrador de tensiones. En la figura 1.1 se muestra esquemáticamente la diferencia entre fatiga simple y fatiga por fretting.

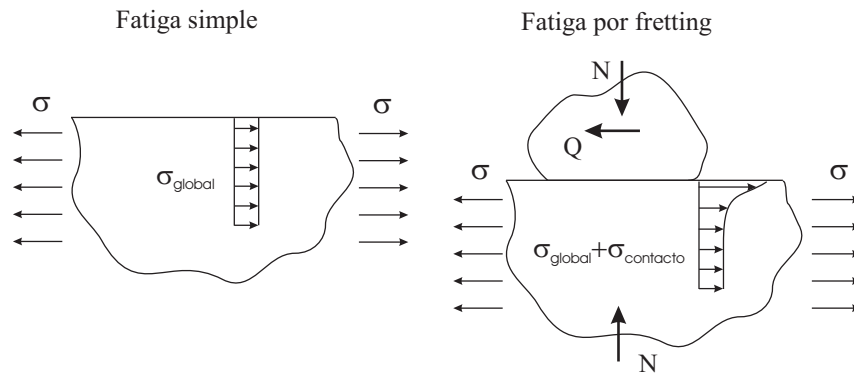


Figura 1.1: Diferencia entre fatiga simple y fatiga por fretting.

En un problema de fatiga simple, el componente se encuentra sometido a una tensión global variable, σ , debida a las fuerzas exteriores aplicadas. En el caso de la fatiga por fretting, además de la tensión global, σ , aparecen unas tensiones locales debidas a las fuerzas en el contacto. Estas fuerzas son: una fuerza normal, N , que mantiene unidos a ambos sólidos, y suele tener un valor constante o con una variación de pequeña amplitud, y una fuerza tangencial variable, Q , que induce el deslizamiento entre los dos sólidos. Las tensiones debidas al contacto dan lugar a un alto gradiente de tensiones en la zona cercana al mismo. Estas altas tensiones cerca de la superficie provocan la prematura iniciación y un rápido crecimiento de la grieta en la primera fase de su crecimiento. La consecuencia inmediata es que la

vida del componente se puede ver seriamente reducida por un factor importante, incluso superior a 3 [4].

El problema del fretting puede aparecer en cualquier tipo de máquina o estructura en la que existan elementos en contacto, por lo que se trata de un problema muy frecuente en ingeniería. La figura 1.2 muestra algunos ejemplos reales donde aparece este fenómeno.

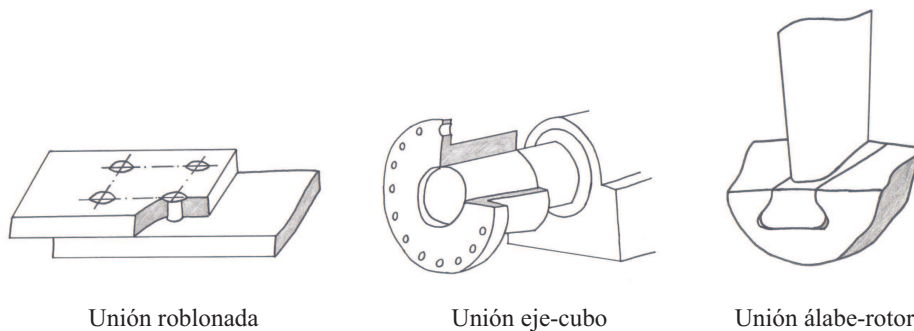


Figura 1.2: Ejemplos de fallos por fretting.

Las estructuras con uniones roblonadas o atornilladas son unos de los ejemplos más típicos [5]. En este tipo de uniones, el fallo por fretting puede aparecer en tres zonas distintas: entre las placas, entre el agujero y el roblón o entre la cabeza del roblón y la placa. Otro caso en el que pueden aparecer problemas de fretting es en cualquier tipo de unión con ajuste a presión, como por ejemplo la unión eje-cubo o la unión álabe-rotor en una turbina de gas o vapor [6-8]. Entre los distintos fallos por fretting en casos reales pueden citarse los siguientes: el denominado en terminología inglesa *false brinelling* que se produce en rodamientos [9], el fallo en ejes de trenes [10], en implantes artificiales [11, 12], en cables metálicos [13], etc.

Una de las formas en las que se manifiesta el fenómeno del fretting son las marcas que deja en las zonas afectadas, además de un polvo característico residuo de material oxidado, por lo que es fácil identificar a posteriori un problema de fretting. Dicho residuo de óxido es denominado en terminología inglesa *debris* y

posee un color rojo-marrón en los aceros y negro en los aluminios.

Una vertiente importante de la investigación del fretting es el estudio de paliativos para eliminar o mitigar en la medida de lo posible su efecto negativo. En la literatura se puede encontrar una amplia gama de paliativos, como el uso de lubricantes, recubrimientos o la aplicación de shot-peening [14–16]. Entre los paliativos más utilizados y eficientes cabe destacar el uso de recubrimientos. La aplicación de recubrimientos puede modificar tanto el comportamiento frente al desgaste y a la fatiga simple como frente a la fatiga por fretting.

Dada la importancia del problema y el gran número de casos reales que se pueden ver afectados por el problema del fretting, resulta esencial disponer de un método que permita predecir en cada caso si se produce o no el fallo, y en caso de que se produzca, estime la vida a fatiga del componente.

En este trabajo existen dos objetivos principales, uno de carácter experimental y otro de carácter analítico, que se detallan a continuación:

1. *Estudio experimental sobre fretting fatiga.* En este estudio se determinará experimentalmente el comportamiento a fatiga bajo condiciones de fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651. Además, se realizará un análisis del efecto que dos tipos distintos de recubrimiento tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting de dicha aleación de aluminio. Para ello, se llevarán a cabo distintas series de ensayos a distintos niveles de cargas, tanto sobre probetas del material base como sobre probetas recubiertas con los dos recubrimientos estudiados.
2. *Predicción de vida a fatiga por fretting.* Se realizarán las estimaciones de vida a fatiga de las distintas series de ensayos realizadas, tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas recubiertas. Para ello se hará uso de un método de predicción de vida ya existente, ideado en un principio para fatiga de componentes entallados y modificado para permitir su aplicación al fretting.

1.1. Antecedentes históricos

El fenómeno del fretting fue documentado por primera vez por Eden et al. [17] en 1911, que observó que se formaba óxido de hierro en las mordazas de su máquina de fatiga en contacto con una probeta de acero. No fue hasta 1927 cuando Tomlinson [18] llevó a cabo la primera investigación sobre fretting, diseñando dos máquinas que producían pequeños movimientos rotacionales entre dos superficies en contacto. Debido a que por la acción del fretting se producía óxido de hierro en la probeta, originado por la reacción química con el oxígeno del aire, utilizó por primera vez el término *fretting corrosion* para describir este fenómeno. En sus estudios, Tomlinson se percató de que la corrosión era un factor secundario y que el daño podría ser causado por movimientos de muy pequeña amplitud, jugando el desplazamiento relativo entre las superficies un papel importante en el problema.

Hasta los años 40 únicamente se hablaba de corrosión por fretting, ligando así el fenómeno del fretting a la corrosión. Posteriormente aparecieron dos líneas distintas de investigación: *fretting wear* y *fretting fatiga*. El primero hace referencia al desgaste de las superficies en contacto entre dos cuerpos sometidos a cargas oscilantes. El segundo estudia la iniciación y propagación de grietas por fatiga de un componente que, además de las tensiones de fatiga, se encuentra sometido a unas tensiones debidas al microdeslizamiento en el contacto.

Warlow-Davies [19] en 1941, realizó el primer estudio sobre *fretting fatiga*. En primer lugar ensayaba una probeta a fretting, y cuando estimaba que se había producido el daño por fretting y se habían iniciado algunas grietas, retiraba los elementos de contacto y continuaba con el ensayo a fatiga. La reducción de vida a fatiga obtenida por el efecto del fretting estaba entre el 13 y 17%.

En 1950, Godfrey [20] llevó a cabo un análisis microscópico sobre *fretting wear* para intentar caracterizar la naturaleza del fretting y tratar de esbozar un mecanismo del fenómeno. Concluyó que como resultado del contacto se producía una adhesión entre las superficies, y se desprendían pequeñísimas partículas oxidadas. En el año 1952 Feng y Rightmire propusieron una teoría acerca del mecanismo

del fretting [21]. También Wright y Mann desarrollaron un estudio sobre el papel de la oxidación en fretting y observaron que la formación de óxidos aceleraba la evolución del daño por fretting [22–24].

En estas fechas McDowell [25] realizó una serie de investigaciones sobre fretting fatiga, mostrando que dicho fenómeno resultaba más dañino que el fretting y la fatiga por separado. En estos ensayos se producían reducciones de la resistencia a fatiga de 2-5, o incluso mayor. Fenner y Fields [26] en 1958 demostraron que el fretting aceleraba enormemente el proceso de iniciación de grietas. En fatiga normal, la iniciación de grieta puede tomar el 90 % de la vida a fatiga, mientras en fretting fatiga la iniciación podía ocurrir en tan sólo el 5 % o menos de la vida a fatiga. Las investigaciones de Waterhouse comenzaron a tener repercusión en los años 50 y 60 [27, 28].

Entre los años 1968-1972, Nishioka y Hirakawa realizaron un extenso estudio del fretting [29–34]. En estos trabajos estudian el efecto del desplazamiento relativo entre las superficies en contacto. Concluyen que a medida que aumenta el deslizamiento disminuye la resistencia a fatiga, aunque a partir de cierto momento (que parece coincidir con el deslizamiento global) la resistencia a fatiga vuelve a aumentar debido, probablemente, a que el gran desgaste producido hace desaparecer las grietas iniciadas. También se percataron de que bajo condiciones de deslizamiento parcial, aparecen unas zonas de microdeslizamiento en los extremos de la zona de contacto, cuyo tamaño depende del valor de la fuerza tangencial. Otra conclusión importante es que generalmente el *fretting fatiga* está asociado con condiciones de deslizamiento parcial, mientras que el *fretting wear* ocurre en condiciones de deslizamiento global.

En el trabajo de Nishioka y Hirakawa también se analiza el lugar de iniciación de las grietas, que se encontraba en la zona donde se producían mayores tensiones, así como la inclinación de las mismas. También cabe destacar el estudio realizado sobre la evolución del coeficiente de rozamiento respecto al número de ciclos: advierten que el valor de este parámetro aumenta en los primeros ciclos del ensayo

hasta estabilizarse en un determinado valor. Este hecho ha sido observado por muchos autores [35–39]. Otro aspecto estudiado en el trabajo de Nishioka y Hirakawa es el efecto de las tensiones sobre la resistencia a fatiga. Deducen que las tensiones debidas al contacto influyen sobre todo en la fase de iniciación, mientras que la tensión global aplicada a la probeta repercute sobre la posterior propagación de la grieta.

En 1970, Hurricks [40] realizó una extensa revisión sobre los mecanismos de fretting y advirtió que estos mecanismos se desarrollan en tres etapas: la adhesión inicial con transferencia de metal, la producción de material en un estado de oxidación y el alcance de un estado estable de desgaste.

Hoepfner [41] en 1972 realizó una revisión sobre los mecanismos de fretting e introdujo el concepto de umbral de daño. Ese mismo año Waterhouse publicó su primer libro sobre fretting [42], el cual ha llegado a ser un clásico en la materia. En él describe unos ensayos de fretting en los que, manteniendo el tamaño de la zona de contacto, variaba la máxima presión de contacto, encontrando un valor umbral para dicha presión por debajo del cual el fretting tenía poco efecto sobre la vida.

En el trabajo conjunto de Taylor y Waterhouse [43] sobre tratamientos superficiales, estos encontraron que el origen de las grietas producidas por fretting estaba en el límite entre las regiones de deslizamiento y de adhesión de la zona de contacto. Aunque referente a la zona de iniciación de las grietas, existen estudios experimentales contradictorios y aún hoy en día es un aspecto que se discute.

En este periodo comenzaron a aparecer numerosos trabajos sobre fretting de investigadores japoneses [44–46]. El trabajo de Endo y Goto [46] es importante por la aplicación de conceptos de mecánica de la fractura a la fatiga por fretting. Además realizaron una serie de observaciones sobre la evolución de la grieta: encontraron que las grietas se inician en planos de máximas tensiones tangenciales (fase I), y a una profundidad de unas 30 micras giran y crecen en dirección perpendicular a la superficie (fase II). También observaron que una vez que la grieta

sale de la zona de influencia de las tensiones de contacto, se comporta como una grieta en un ensayo de fatiga normal.

En la década de los 70, Edwards publicó una serie de trabajos en los que propone un método basado en la mecánica de la fractura para predecir la vida a fatiga en fretting [47–49]. En este método, se calcula el factor de intensidad de tensiones (FIT) a lo largo de un hipotético camino que sigue la grieta y, haciendo uso de alguna ley de crecimiento, se estima la vida a fatiga. Para ello es necesario una longitud inicial y final de la grieta. Como longitud inicial se supone un defecto inicial entre 20 y 100 micras, de forma que se evite la primera fase del crecimiento de la grieta (modo II). La longitud final viene marcada por la tenacidad a fractura del material. Al FIT calculado se le hizo una corrección de la longitud de grieta, para tener en cuenta que para grietas cortas la velocidad de crecimiento era mayor que para grietas largas con el mismo FIT [50,51]. Otra forma de tener en cuenta el comportamiento de grieta corta fue propuesta por Haddad et al. [52], que se basa en la modificación de la tensión umbral de crecimiento de grieta.

A principios de los 80, Waterhouse publicó uno de los libros de mayor trascendencia sobre fretting [14]. En estas fechas se desarrollaron significativos trabajos relacionados con implantes ortopédicos [53–55]. El interés de la industria de los implantes por el fretting creció enormemente. Debido a que estos implantes tenían uniones mecánicas, la preocupación del daño por fretting aumentó considerablemente, ya que el material oxidado expulsado podía causar graves infecciones en el cuerpo.

En los últimos 15 años ha aumentado el interés por el fretting, dando lugar a numerosas líneas de investigación sobre el tema. Uno de los campos de investigación más relevantes es el *Fretting wear*, donde se han desarrollado numerosos trabajos en los que se estudia el desgaste de las superficies en contacto en función de los parámetros involucrados en el problema, como la amplitud del desplazamiento, la presión normal aplicada o el estado superficial [56–62].

Un campo con menos relevancia es el *Fretting corrosion*, donde no existen

muchos trabajos publicados [63, 64]. El objetivo es estudiar el efecto que ambos fenómenos, corrosión y fretting, tienen entre sí, para lo cual se llevan a cabo ensayos en diferentes ambientes y condiciones.

Otro campo de investigación es el estudio de los distintos parámetros que intervienen en un problema de fretting, como la temperatura, la frecuencia de aplicación de carga, el tipo de material o el tipo de carga, llevándose a cabo ensayos de muy distinta índole. En este sentido, se han realizado numerosos estudios sobre el efecto de la temperatura en fretting, realizando ensayos a alta temperatura [65–69]. Estos ensayos tratan de simular las condiciones de funcionamiento de elementos reales como una turbina. Otro tipo de ensayo se realiza a altas frecuencias, alcanzando los 300Hz [70] o incluso 20000Hz [71]. El fin de estos ensayos es estudiar el efecto de las altas frecuencias sobre el comportamiento del material, o simplemente acortar el tiempo del ensayo. También se llevan a cabo ensayos con cargas de amplitud variable [72–77]. Un caso típico son los ensayos sobre los álabes de un rotor, donde existen ciclos de gran amplitud (ciclos de arranque y parada) y ciclos de menor amplitud (vibraciones producidas durante el funcionamiento). El objetivo es acercarse a la realidad y estudiar el efecto del tipo de carga y de la secuencia de aplicación de las mismas. En estos casos se analiza la distribución de tensiones y se calcula el daño producido, con el fin de calcular la vida a fatiga del componente.

Por último, al igual que en fatiga simple, uno de los grandes campos de estudio en fretting es la iniciación de grietas y la vida a fatiga. En cuanto a la iniciación de grietas, dado que en las proximidades de la zona de contacto el campo de tensiones es multiaxial, se emplean criterios de fatiga multiaxial (Smith-Watson-Topper, Fatemi-Socie, Ruiz, Dang Van, McDiarmid, Crossland...), pero adaptados a las particularidades del fretting [8, 78–83]. Haciendo uso de estos criterios se determina el lugar de iniciación de la grieta, el ángulo de crecimiento y el número de ciclos necesarios para su nucleación [84–96]. La otra vertiente de estudio es la predicción de la vida a fatiga bajo condiciones de fretting. Existen multitud

de formas distintas para abordar el problema [97–113], pudiéndose clasificar en tres grupos: las que se basan en el mecanismo de iniciación, las que consideran únicamente la propagación y las que combinan ambos mecanismos.

1.2. Descripción del fenómeno

El problema del fretting puede ser definido como un deslizamiento relativo de pequeña amplitud entre las superficies de dos componentes en contacto bajo presión. El movimiento relativo entre ambas superficies puede ser el resultado de vibraciones externas, o bien puede ser consecuencia de que uno de los componentes en contacto esté sujeto a tensiones cíclicas. Este microdeslizamiento entre las superficies puede inducir daños superficiales, así como altas tensiones variables, dando lugar a la prematura nucleación y posterior crecimiento de grietas cerca de los bordes de la zona de contacto.

En cualquier problema de fretting existen dos características esenciales: primero, hay una transmisión de fuerzas tangenciales entre los dos cuerpos en contacto, que da lugar a unas tensiones tangenciales en el contacto, y segundo, debe existir un deslizamiento relativo entre las superficies en contacto durante la variación cíclica de las cargas aplicadas.

El deslizamiento relativo entre las superficies puede ser caracterizado por medio de un lazo de fretting, en el que se representa la evolución de la carga tangencial, $Q(t)$, frente al desplazamiento relativo, $\delta(t)$. En función de las condiciones de deslizamiento, se pueden distinguir dos casos distintos, ilustrados en la figura 1.3: *deslizamiento parcial* y *deslizamiento global*.

El *deslizamiento parcial*, caracterizado por un lazo de fretting elíptico cerrado, está asociado a un contacto compuesto por una zona de adhesión y una zona de deslizamiento. Por el contrario, el *deslizamiento global* se caracteriza por un lazo de fretting cuadrático y disipativo, y está relacionado con un deslizamiento total entre las superficies de contacto.

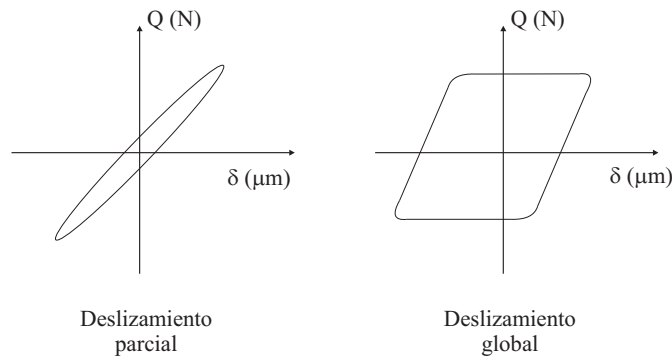


Figura 1.3: Condiciones de deslizamiento.

Los mapas de fretting, introducidos por Vingsbo et al. y Vincent et al., muestran que la evolución del daño provocado por el fretting depende fuertemente del régimen de deslizamiento [114, 115]. La figura 1.4 muestra los mapas de fretting.

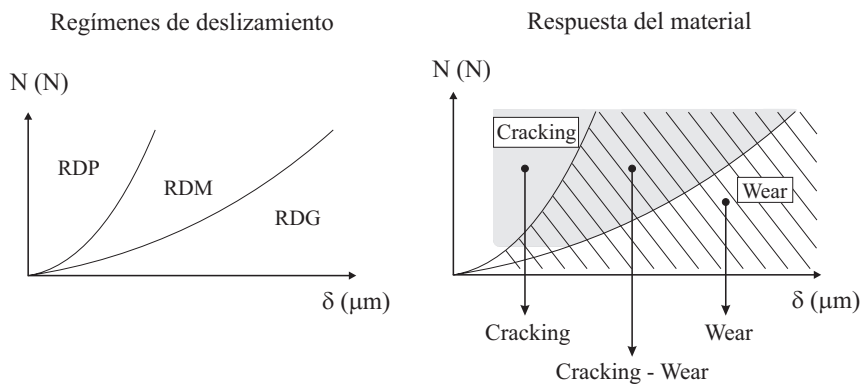


Figura 1.4: Mapas de fretting, que combinan el análisis del régimen de fretting con la respuesta del material.

En la parte izquierda se muestra el mapa de fretting de las condiciones de sollicitación, en el que se analiza el régimen de deslizamiento. En esta gráfica se representa la carga normal, N , frente a la amplitud del desplazamiento relativo, δ . A partir de ella se pueden definir tres regímenes de deslizamiento. En el régimen de desli-

zamiento parcial (RDP), asociado a pequeños valores de desplazamiento relativo, las condiciones de deslizamiento parcial se mantienen durante todo el proceso. El régimen de deslizamiento mixto (RDM) está caracterizado porque existe una transición entre condiciones de deslizamiento global y parcial. Por último, en el régimen de deslizamiento global (RDG), asociado a grandes valores de desplazamiento relativo, se mantienen en todo momento las condiciones de deslizamiento global.

En la parte derecha de la figura 1.4 se muestra el mapa de fretting de respuesta del material. En esta figura se relaciona el régimen de deslizamiento con la evolución del daño sobre las superficies en contacto. Como se observa en la gráfica, en el régimen de deslizamiento parcial es muy probable que se produzca la iniciación de grietas (*cracking*), mientras que en el régimen de deslizamiento global se produce el desgaste del material (*wear*). En la zona intermedia, correspondiente al régimen de deslizamiento mixto, se producen ambos fenómenos: durante los primeros instantes, en los que se produce el deslizamiento global, tiene lugar un importante desgaste de las superficies, mientras que al alcanzar las condiciones de deslizamiento parcial, el fenómeno dominante es la iniciación de grietas.

Por otro lado, atendiendo al tipo de cargas involucradas en el problema, dentro del estudio del fretting existen dos líneas de investigación bien diferenciadas: *Fretting wear* y *Fretting fatiga*.

Fretting wear

En un problema de fretting wear actúan únicamente las cargas debidas al contacto: la carga normal de compresión y la carga tangencial inducida por el movimiento relativo entre las superficies. Bajo estas condiciones, las cargas de fretting pueden inducir a la iniciación de grietas (*cracking*), o al desgaste de la superficie (*wear*) [14]. El que se produzca un tipo de daño u otro depende, como se ha visto en los mapas de fretting (figura 1.4), de la relación entre la carga normal, N , y la amplitud del desplazamiento relativo, δ , así como del coeficiente

de rozamiento.

Para el análisis de la nucleación de grietas, *cracking*, es necesario una correcta definición de las condiciones de deslizamiento y del coeficiente de rozamiento. Este análisis se corresponde con las condiciones de nucleación de grietas incipientes, y no puede ser extrapolado a si la grieta se propaga o no. De hecho, bajo condiciones de fretting wear, una vez iniciadas las grietas se propagan hasta una cierta profundidad en la que se detienen, dando lugar a grietas no propagantes, o bien se propagan de nuevo hacia la superficie, provocando el desprendimiento de lascas de material. Para estimar las condiciones de nucleación de grieta se utilizan modelos de fatiga basados en el análisis de tensiones. Debido a que el fretting se caracteriza por un fuerte gradiente de tensiones bajo la superficie de contacto, para estimar la nucleación de la grieta a partir de modelos de fatiga macroscópica, es necesario tener en cuenta el efecto de escala. En este sentido, se utilizan modelos basados en una descripción de fatiga no local que considera un estado de tensiones medias promediadas en un microvolumen alrededor del punto considerado [58, 81, 109, 116–120].

En cuanto al análisis del desgaste, *wear*, existen una gran cantidad de modelos que tratan de predecir la evolución del desgaste producido en función de parámetros como la presión de contacto, la velocidad de deslizamiento o el coeficiente de rozamiento [121]. El modelo de desgaste más común en tribología es el propuesto por Archard [122], que relaciona el volumen de desgaste producido con el producto entre la amplitud del deslizamiento y la presión de contacto. Basándose en este trabajo, Fouvry [123, 124] desarrolló un modelo para cuantificar el desgaste producido por fretting, que ofrece una descripción más física del proceso de daño. La energía disipada por el contacto, que se puede medir a través del lazo de fretting, activa numerosos mecanismos de daño tales como la oxidación, la formación y expulsión de residuo, así como la transformación del material. Si se supone que el parámetro que controla el desgaste es la transformación plástica del material, se puede considerar que existe una relación lineal entre la energía disipada acumulada

y el volumen de desgaste. Esta correlación fue observada en primer lugar en aceros y más tarde en materiales cerámicos [125].

Otro aspecto estudiado en *fretting wear* es la transformación del material bajo la superficie de contacto, apareciendo el término *estructura tribológicamente transformada* (TTS son sus siglas en inglés) [126–128]. Analizando por capas el material bajo el contacto, se encuentra primero una fina capa oxidada de residuo, luego aparece la TTS y a continuación una capa de material plastificado y el material original inalterado. La TTS es un material muy duro y frágil, con granos muy pequeños y con la misma composición que el material base. Según observaciones experimentales, la capa de TTS se forma muy prematuramente, aumentando su tamaño rápidamente hasta que se alcanza un volumen estable, manteniéndose un equilibrio entre la cantidad de material que desaparece por desgaste y la cantidad de TTS que se forma.

Fretting fatiga

En un caso de fatiga por fretting, además de las cargas locales debidas al contacto, sobre uno de los elementos en contacto actúa una fuerza que da lugar a unas tensiones globales en todo el elemento. A diferencia del fretting wear, debido a las tensiones globales que actúan sobre el elemento, una vez que se ha iniciado la grieta, esta tiene la capacidad de propagarse hasta producir el fallo final del componente.

Bajo condiciones de fretting fatiga, al igual que en el caso de fretting wear, se pueden producir dos tipos de daño, *cracking* o *wear*. El que se produzca uno u otro dependerá de la relación entre la carga normal y la amplitud del desplazamiento relativo, figura 1.4.

Bajo condiciones de fretting fatiga, el estudio se centra sobre todo en el *cracking*. Aunque en este caso se estudia no sólo la iniciación sino también la propagación de grietas. Existen numerosos modelos que tratan de predecir la vida a fatiga bajo condiciones de fretting. Estos modelos suponen que la vida a fatiga

se divide en dos fases, iniciación y propagación, cada una dominada por un mecanismo distinto. Basándose en uno de estos mecanismos o en una combinación de ambos, tratan de predecir la vida a fatiga. En el capítulo 2 se realizará una revisión detallada de estos modelos de predicción de vida.

1.3. Tensiones en el contacto

Entre los factores más importantes involucrados en un problema de fretting destacan las tensiones en la zona de contacto, por lo que es esencial su correcto cálculo. A continuación se hará una revisión de los distintos métodos que existen para calcular dichas tensiones.

En los casos en los que las geometrías sean sencillas y el comportamiento elástico-lineal, las tensiones se pueden calcular analíticamente suponiendo semi-espacios infinitos. Por lo tanto, el cálculo será válido siempre y cuando la zona de contacto sea pequeña comparada con el espesor de la probeta y el elemento de contacto. En el caso de que no se cumplan estas condiciones, habría que calcular numéricamente las tensiones usando el método de los elementos finitos (MEF).

El primero que calculó analíticamente las tensiones generadas por el contacto con comportamiento elástico fue Hertz [129] en 1882, que estudió el contacto entre dos sólidos no conformes bajo la acción de una carga normal. Este problema fue resuelto numéricamente por Fuchs [130] en 1913. Posteriormente, Cattaneo [131] en 1938 y Mindlin [132] en 1949, analizaron el problema de Hertz añadiéndole la carga tangencial. Para ello supusieron que se producía un deslizamiento en los extremos de la zona de contacto, hipótesis que fue verificada experimentalmente para el contacto entre esferas por Johnson [133] en 1955.

Hasta 1950, únicamente se conocía el campo de tensiones en la superficie de contacto. Las tensiones bajo el contacto cuando se tiene carga normal y tangencial fueron calculadas independientemente por Poritsky [134] en 1950 y por Smith y Liu [135] en 1953. Otros estudios que analizan las tensiones bajo la superficie

en función de las cargas para un contacto esférico son los debidos a Hamilton y Goodman [136], Hamilton [137] y Sackfield y Hills [138]. Estos cálculos son válidos cuando la aplicación de la carga tangencial es monótona y creciente. Adicionalmente, Mindlin y Deresciewicz [139] estudiaron el problema en el proceso de descarga.

Por otro lado, cuando el contacto es conforme, aparecen singularidades que complican enormemente el cálculo de las tensiones. Para estos casos se suele realizar un cálculo numérico mediante el método de los elementos finitos [140–143]. Sin embargo, siempre que sea posible, es preferible disponer de una solución analítica de las tensiones. Existe solución analítica para diferentes geometrías: punzón plano con esquinas redondeadas [144–148], cuña [149], punzones axisimétricos rectos y redondeados [150], ajuste a presión [151], etc.

1.4. Tipos de contacto

En el estudio experimental existen dos tipos de ensayo: los que se realizan sobre configuraciones reales y los que se llevan a cabo sobre probetas con geometrías sencillas. Estos últimos, a pesar de estar más lejos de la realidad, son de gran utilidad, ya que tienen solución analítica de las tensiones, facilitando así el estudio de los distintos parámetros involucrados en el problema (cargas, deslizamiento relativo entre las superficies...).

A continuación se presentarán los tipos de contacto más frecuentemente utilizados en los ensayos de fretting fatiga. Generalmente se consideran los tres tipos de carga: axial, P , normal, N , y tangencial, Q . En el caso de un ensayo de fretting wear, sin carga axial sobre la probeta, bastará hacer $P = 0$.

1.4.1. Contacto plano

La ventaja de esta geometría es la facilidad para fabricar la probeta y para montar el ensayo con puente de fretting. En la figura 1.5 se presenta un esquema de un ensayo de fretting fatiga con este tipo de geometría.

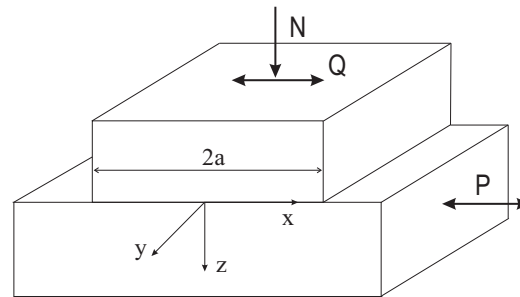


Figura 1.5: Contacto plano. a : semiancho de la zona de contacto.

El contacto se produce entre un punzón rígido plano de ancho $2a$, contra una probeta plana. En primer lugar, se aplica una carga normal constante N que mantiene en contacto el punzón contra la probeta y, posteriormente, se aplican las cargas variables P y Q . Normalmente estas cargas se aplican en fase. Debido a que las superficies en contacto son conformes, el ancho del contacto es igual al ancho del punzón, es decir, $2a$.

Considerando un comportamiento elástico, la presión normal debida a una carga N por unidad de espesor en un punzón rígido de ancho $2a$, en ausencia de fricción, viene dada por

$$p(x) = \frac{N/\pi}{\sqrt{a^2 - x^2}} \quad (1.1)$$

Como se observa en la ecuación, esta distribución de tensiones tiende a infinito al aproximarse al borde del contacto, es decir, cuando $x = \pm a$. Este infinito teórico desaparece en la realidad, debido a que el material se acomoda plásticamente, por lo que habría que modelarlo considerando un comportamiento elastoplástico. Otra opción es tomar la solución elástica, siendo consciente de que se comete un error en los bordes del contacto, cuyo valor dependerá del tamaño de la zona plástica.

Otro inconveniente del contacto plano es que, debido a la fuerza de rozamiento que se opone al deslizamiento, se genera un momento en el elemento de contacto,

provocando una tendencia al giro de dicho elemento alrededor del eje y , como se muestra en la figura 1.6.

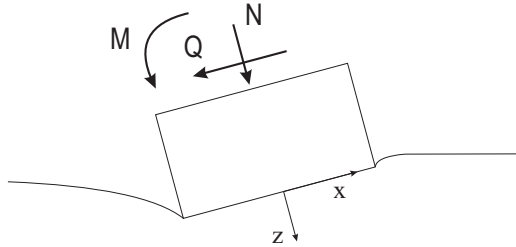


Figura 1.6: Tendencia al giro en el contacto plano.

Como resultado de este momento, se obtiene una distribución de tensiones asimétrica. La desviación con respecto a la solución simétrica dependerá del valor de la carga tangencial en el contacto y de la rigidez de la estructura soporte del elemento de contacto, pudiéndose estimar el error cometido de forma sencilla [146].

Por último, un problema a la hora de realizar un ensayo con este tipo de geometría es la necesidad de alinear correctamente las caras que entran en contacto, con el fin evitar que se produzca una distribución asimétrica de tensiones.

1.4.2. Contacto plano con esquinas redondeadas

Con objeto de evitar la singularidad de las tensiones producidas en el contacto plano, se suele utilizar el contacto entre un punzón plano con esquinas redondeadas y un plano. Esta geometría se encuentra más próxima a la realidad puesto que en la práctica no existen aristas vivas, sino que los sólidos siempre presentan aristas redondeadas. La figura 1.7 muestra un esquema de un ensayo de fretting fatiga con esta geometría. El contacto se produce entre un punzón plano con esquinas redondeadas de radio R , contra una probeta plana. En el ensayo intervienen los tres tipos de carga: una carga normal de valor constante, N , y unas cargas variables Q y P , que normalmente están aplicadas en fase.

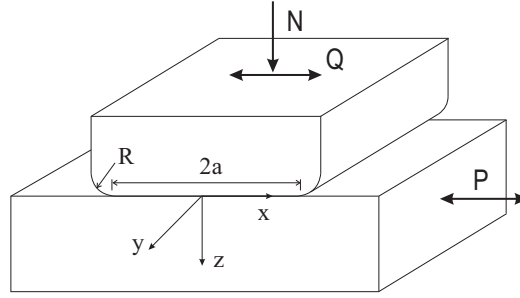


Figura 1.7: Contacto plano con esquinas redondeadas. a : semiancho de la base plana; R : radio de esquinas.

La expresión analítica de la presión normal en el contacto debido a una carga normal N por unidad de espesor viene dada por [148]:

$$\frac{bp(\phi)}{N} = \frac{2}{\pi(\pi - 2\phi_0 - \sin(2\phi_0))} \times \left[(\pi - 2\phi_0) \cos \phi + \ln \left(\left| \frac{\sin(\phi + \phi_0)}{\sin(\phi - \phi_0)} \right|^{\sin \phi} \left| \tan \left(\frac{\phi + \phi_0}{2} \right) \tan \left(\frac{\phi - \phi_0}{2} \right) \right|^{\sin \phi_0} \right) \right] \quad (1.2)$$

$$\frac{NR}{a^2 E^*} = \frac{\pi - 2\phi_0}{4 \sin^2 \phi_0} - \frac{1}{2} \cot \phi_0 \quad (1.3)$$

donde

$$\sin \phi = x/b \quad \sin \phi_0 = a/b \quad E^* = \frac{E}{2(1 - \nu^2)} \quad (1.4)$$

En estas ecuaciones, R es el radio de la esquina redondeada, a es el semiancho de la base plana, b es el semiancho de la zona de contacto y E^* es el módulo de Young equivalente para el contacto de materiales similares.

El caso extremo en el que $R = 0$ se corresponde con el caso del punzón plano. En este caso, la relación $a/b = 1$ y la tensión en el borde llega hasta infinito. Si se

redondea la esquina con un radio pequeño, el valor a/b será menor que la unidad pero muy próximo a ella. Esta situación es muy parecida a la anterior, pero las tensiones en el borde del contacto, a pesar de ser muy altas, tienen un valor finito. Por último, cuando el radio de la esquina es muy grande en comparación con la zona de contacto, el contacto deja de parecerse a un punzón plano: la relación a/b es claramente menor que la unidad y las tensiones en el borde del contacto adoptan unos valores mucho menores.

Si además de la carga normal, se aplica una carga tangencial Q , se producirá un pequeño deslizamiento en los extremos del contacto, en la zona de esquinas redondeadas, permaneciendo el resto de la zona de contacto adherida. Si se aumenta la carga tangencial, la zona de deslizamiento aumenta hacia el interior del contacto, hasta que llega a los límites de la zona plana. En este momento, un incremento de la carga tangencial provoca el deslizamiento total. Si la probeta se encuentra sometida además a una carga axial P , la zona de adhesión dejará de estar centrada, produciéndose una cierta excentricidad.

En función de la relación entre la carga tangencial Q y la carga axial P , existen dos posibles casos. En primer lugar, si la carga axial es pequeña en relación a la tangencial, el deslizamiento se producirá en el mismo sentido en las dos zonas de deslizamiento. Sin embargo, si la carga axial es lo suficientemente grande en comparación con la tangencial, el deslizamiento se producirá en sentido contrario en ambas zonas de deslizamiento. A este fenómeno se le denomina deslizamiento reverso.

Por último, en este tipo de contacto, al igual que en el contacto plano, también existe el problema del momento generado en el elemento de contacto, mostrado en la figura 1.6, que implica una asimetría de las tensiones. Además, también es necesario una correcta alineación de las caras planas que entran en contacto, para evitar los concentradores de tensión y la distribución asimétrica de tensiones.

1.4.3. Contacto cilíndrico

En la figura 1.8 se muestra un ensayo de fretting fatiga usando esta geometría, en el que el contacto se produce entre un elemento de contacto cilíndrico de radio R y una probeta plana.

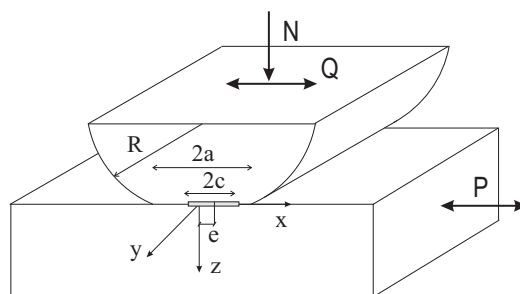


Figura 1.8: Contacto cilíndrico. a : semiancho de la zona de contacto; c : semiancho de la zona de adhesión; e : excentricidad.

Las cargas que intervienen en el ensayo son las siguientes: una carga normal de valor constante, N , y unas cargas variables Q y P , normalmente aplicadas en fase.

La gran ventaja del contacto cilíndrico es que no presenta singularidades. Además, es uno de los más utilizados en los ensayos, debido a que posee una geometría sencilla para la que existe solución analítica de las tensiones en el contacto. Esto permite el estudio sistemático del problema del fretting, así como de los distintos parámetros involucrados en él. Por el contrario, tiene la desventaja de que existen pocos casos reales de fatiga por fretting en los que se utilice esta geometría. A continuación se presentan las expresiones de las tensiones normales y tangenciales en la superficie de contacto.

La presión normal debida a una carga N por unidad de espesor viene dada por

$$p(x) = p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad (1.5)$$

donde p_0 es la máxima tensión normal y a es el semiancho de la zona de contacto,

tal como se muestra en la figura 1.8. Las expresiones de esos parámetros son

$$p_0 = \frac{2N}{\pi a} \quad (1.6)$$

$$a = \left(\frac{4NR}{\pi E^*} \right)^{1/2} \quad (1.7)$$

donde E^* es el módulo de Young equivalente (ecuación 1.4) y R es el radio del cilindro.

Si además de la carga normal, se aplica la carga tangencial Q , aparecen dos regiones bien diferenciadas en la zona de contacto, figura 1.8: una zona central de adhesión en $|x| < c$, donde ambas superficies se mantienen adheridas, y dos zonas simétricas de deslizamiento en $c \leq |x| < a$, donde se produce un deslizamiento entre las superficies. El tamaño de la zona de adhesión viene dado por

$$\frac{c}{a} = \sqrt{1 - \frac{Q}{\mu N}} \quad (1.8)$$

Como se aprecia en dicha expresión, al aumentar la carga tangencial, Q , disminuye el tamaño de la zona de adhesión, c . El caso límite se alcanza cuando $Q = \mu N$, momento en el que el tamaño de la zona de adhesión toma un valor nulo ($c = 0$), produciéndose el deslizamiento total entre las superficies.

Si además de las cargas Q y N , existe carga axial P , la zona de adhesión se desplaza, produciéndose una excentricidad e , figura 1.8. La solución a este problema con la zona de adhesión desplazada la obtuvieron Nowell y Hills [152] como una perturbación del problema original de Mindlin [132, 139], donde no había fuerza axial. De esta forma, considerando deformación plana, se obtiene la tensión tangencial en la superficie en la dirección de aplicación de la carga. En la zona de deslizamiento tiene la siguiente expresión

$$q(x) = \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} \quad |x| \leq a \quad , \quad |x - e| \geq c \quad (1.9)$$

mientras que en la zona de adhesión es

$$q(x) = \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2} - \frac{c}{a} \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{x - e}{c}\right)^2} \quad |x - e| \leq c \quad (1.10)$$

La excentricidad e de la zona de adhesión, viene dada por la expresión

$$e = \frac{a\sigma}{4\mu p_0} \quad (1.11)$$

donde σ es la tensión axial en la probeta debida a la carga P .

Al igual que en la geometría anterior, en función de la relación entre la carga tangencial Q y la carga axial P , existen dos posibles casos: uno en el que los deslizamientos en ambas zonas de contacto se producen en el mismo sentido, y otro en el que los deslizamientos se producen en sentidos opuestos. La condición necesaria para que el deslizamiento se produzca en el mismo sentido es que toda la zona de adhesión esté en el interior de la zona de contacto, es decir, $e + c \leq a$. Sustituyendo en esta expresión las ecuaciones (1.8) y (1.11), se obtiene

$$\frac{\sigma}{\mu p_0} \leq 4 \left(1 - \sqrt{1 - \frac{Q}{\mu N}} \right) \quad (1.12)$$

Si se cumple esta condición, todas las ecuaciones anteriores son válidas. En caso contrario, aparecerá un deslizamiento reverso y el problema no tendrá solución analítica, debiéndose resolver mediante ecuaciones integrales [152].

Otra de las ventajas del contacto cilíndrico es que es muy adecuado para estudiar el efecto de escala [35, 153]. Haciendo uso de las ecuaciones (1.6) y (1.7) se obtiene que

$$p_0 \propto \sqrt{\frac{N}{R}} \quad a \propto \sqrt{NR} \quad (1.13)$$

A partir de estas expresiones se deduce que, variando en la misma proporción la carga normal, N , y el radio del cilindro, R , se consigue aumentar en dicha proporción el tamaño del contacto, a , manteniendo constante la magnitud del campo tensional, p_0 .

A pesar de todas las ventajas mencionadas, el contacto cilíndrico presenta un serio inconveniente a la hora de analizar la iniciación de grietas, tanto teórica como experimentalmente. En los modelos utilizados, este tipo de contacto se trata como un problema bidimensional, en el que se supone que la grieta atraviesa toda la probeta y tiene una longitud constante a lo largo de todo el contacto. Sin embargo, la grieta no se inicia simultáneamente en todos los puntos, sino que lo hace en un punto concreto y comienza a crecer con una forma semielíptica. También es posible que se inicien varias grietas a lo largo del contacto y se unan en su crecimiento. En cuanto al estudio experimental, también es difícil abordar el problema de la iniciación: debido a que la grieta no tiene un punto preferente para su iniciación, podrá iniciarse en cualquier sección $x-z$ a lo largo del contacto (figura 1.8), por lo que será muy difícil detectar experimentalmente grietas incipientes.

Por último, en este tipo de contacto no aparece el efecto del giro del elemento de contacto, mostrado en la figura 1.6. En este caso, el giro del elemento de contacto no provoca una asimetría en la distribución de tensiones en el contacto, sino que solamente implica un ligero desplazamiento de la zona de contacto. Sin embargo, sigue existiendo el problema del alineamiento de los sólidos en contacto, ya que si no se alinean correctamente la generatriz del cilindro con la probeta plana, se producirá un contacto incompleto con una distribución de tensiones desconocida.

1.4.4. Contacto esférico

En un ensayo de fretting fatiga con esta geometría, el contacto se produce entre un elemento de contacto esférico de radio R y una probeta plana, figura 1.9.

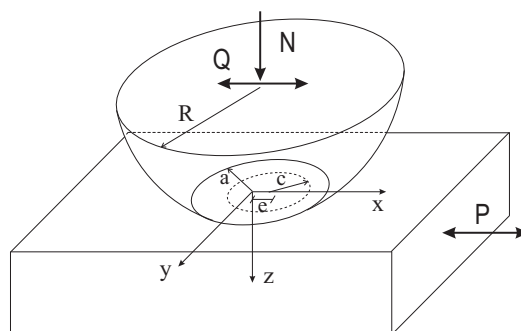


Figura 1.9: Contacto esférico. a : radio de la zona de contacto; c : radio de la zona de adhesión; e : excentricidad.

En la figura se observa que la probeta se encuentra sometida a una carga normal constante, N , y unas cargas variables Q y P . Este tipo de contacto, al igual que el contacto cilíndrico, no presenta singularidades en la distribución de tensiones bajo el contacto y posee solución analítica de las mismas [138], por lo que también es utilizado para estudio sistemático del problema del fretting. Igualmente, la desventaja de esta geometría es que existen pocos casos reales de fatiga por fretting en los que se utilice.

A diferencia de los otros tipos de contacto, este tiene un carácter tridimensional, por lo que añade algo de complejidad a la solución. En este caso, las expresiones de las tensiones normales y tangenciales en la superficie de contacto son bastante parecidas a las del contacto cilíndrico. La presión normal debida a una carga N , por unidad de espesor es

$$p(r) = p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a}\right)^2} \quad (1.14)$$

donde $r = \sqrt{x^2 + y^2}$. En esta expresión, p_0 es la máxima tensión normal y a es el radio de la zona de contacto, tal como se muestra en la figura 1.9. Las expresiones de esos parámetros son

$$p_0 = \frac{3N}{2\pi a^2} \quad (1.15)$$

$$a = \left(\frac{3NR}{4E^*} \right)^{1/3} \quad (1.16)$$

donde E^* es el módulo de Young equivalente (ecuación 1.4) y R es el radio de la esfera.

Si además de la carga normal, se aplica la carga tangencial Q , aparecen dos regiones circulares en la zona de contacto, figura 1.9: la zona central de adhesión en $|r| < c$, y zona de deslizamiento en $c \leq |r| < a$. El radio de la zona de adhesión, c , viene dado por

$$\frac{c}{a} = \sqrt[3]{1 - \frac{Q}{\mu N}} \quad (1.17)$$

La zona de adhesión se encuentra centrada siempre que no exista carga axial P sobre la probeta. En caso contrario, se producirá una excentricidad, e , en dicha zona de adhesión, figura 1.9. Este problema, de forma similar al contacto cilíndrico, se resuelve utilizando una perturbación del problema de Mindlin [132, 139]. Como resultado se obtiene la tensión tangencial en la superficie en la dirección de aplicación de la carga. En la zona de deslizamiento es

$$q(r) = \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a} \right)^2} \quad r \leq a \quad , \quad r_e \geq c \quad (1.18)$$

mientras que en la zona de adhesión es

$$q(r) = \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{r}{a}\right)^2} - \frac{c}{a} \mu p_0 \sqrt{1 - \left(\frac{r_e}{c}\right)^2} \quad r_e \leq c \quad (1.19)$$

donde $r_e = \sqrt{(x - e)^2 + y^2}$.

La excentricidad e de la zona de adhesión, según se suponga deformación o tensión plana, será

$$e = \frac{4a\sigma}{\pi\mu p_0} \frac{1 - \nu}{4 - 3\nu} \quad \text{deformación plana} \quad (1.20)$$

$$e = \frac{4a\sigma}{\pi\mu p_0} \frac{1}{4 + \nu - 3\nu^2} \quad \text{tensión plana} \quad (1.21)$$

donde σ es la tensión axial en la probeta debida a la carga P .

Según estudios recientes, la expresión de la excentricidad, suponiendo tensión plana, está más acorde con los resultados obtenidos con elementos finitos [142].

Al igual que en el caso cilíndrico, la condición necesaria para que no se produzca el deslizamiento reverso será que $e + c \leq a$. Suponiendo tensión plana, esta condición se traduce en la siguiente expresión

$$\frac{\sigma}{\mu p_0} \leq \frac{\pi(4 + \nu - 3\nu^2)}{4} \left(1 - \sqrt[3]{1 - \frac{Q}{\mu N}} \right) \quad (1.22)$$

Si no se cumple esta condición, aparecerá un deslizamiento reverso y el problema no tendrá solución analítica, debiéndose utilizar algún método numérico para resolverlo [142].

Al igual que en el caso cilíndrico, este tipo de contacto también es apropiado para estudiar el efecto de escala, aunque presenta más restricciones. Siguiendo el mismo razonamiento que en el caso cilíndrico, a partir de las ecuaciones (1.15) y (1.16) se obtiene

$$p_0 \propto \sqrt[3]{\frac{N}{R^2}} \quad a \propto \sqrt[3]{NR} \quad (1.23)$$

Lo cual indica que variando n veces el radio de la esfera y n^2 veces la carga normal, se consigue aumentar n veces la extensión del contacto, a , manteniendo constante la magnitud del campo tensional, p_0 . La restricción que presenta este contacto es que el rango de valores de las cargas aplicadas es mucho mayor que en el caso cilíndrico, ya que estas no varían proporcionalmente, sino de forma cuadrática [154].

Para el estudio de la iniciación de grietas en condiciones de fretting, el contacto esférico es el más ventajoso, ya que la iniciación se produce en una pequeña zona bien definida en las proximidades del eje de simetría. Por consiguiente, detectar experimentalmente grietas incipientes será mucho más fácil que en el contacto cilíndrico.

Por último, desde el punto de vista experimental, existen dos ventajas esenciales del contacto esférico respecto a los demás. La primera es que no presenta el problema del alineamiento existente en los otros tipos de contacto, debido a que el contacto se produce en un sólo punto. La segunda ventaja es que el rango de fuerzas normales que se necesita aplicar para conseguir un determinado p_0 es bastante menor que en el caso cilíndrico. Esto se debe a que en el caso esférico el contacto se produce en un área mucho menor que en el cilíndrico, πa^2 frente a $2ab$, siendo $a \ll b$.

1.5. Tipos de ensayo

El estudio experimental del fretting analiza los resultados tanto de ensayos realizados en el laboratorio como de los fallos ocurridos en componentes reales. Con ello se pretende estudiar las causas que provocan el problema, así como el efecto de cada uno de los parámetros involucrados (cargas, vida a fatiga, desgaste pro-

ducido, lugar de iniciación de grietas, condiciones ambientales, etc). En definitiva, se pretende encontrar la respuesta experimental de una probeta o un componente real sometidos a un ensayo. A continuación se analizarán los tipos de ensayo más utilizados en el estudio del fretting, ya sean sobre componentes reales o sobre probetas.

1.5.1. Ensayos sobre configuraciones reales

Este tipo de ensayos permite conocer el comportamiento del componente ante distintos tipos de sollicitación. Los objetivos de estos ensayos pueden ser dos: completar la información del componente en la etapa de diseño o intentar dar una explicación al fallo o mal funcionamiento del mismo durante su vida en servicio. En cualquiera de los casos, el ensayo intenta simular lo más fielmente posible las condiciones de trabajo del componente en la realidad. Ejemplos típicos son los ensayos sobre álabes de turbina, transmisiones entre ejes, cogidas de cables, amortiguadores, etc. [100, 155–160]. Los mayores inconvenientes de este tipo de ensayo son su complejidad, su alto coste económico y que únicamente permite conocer el comportamiento para la geometría estudiada. En muchos casos no permite extrapolar los resultados obtenidos de unas condiciones a otras.

En todos estos casos reales, el estudio de las tensiones es complejo, por lo que se necesita usar herramientas numéricas. Sin embargo, en algunos casos se puede asimilar el contacto real del componente a geometrías sencillas con solución analítica. Este es el caso del contacto entre un álabe de una turbina con el eje, que se puede aproximar por el contacto de una superficie plana con esquinas redondeadas contra una superficie plana, figura 1.10.

1.5.2. Ensayos sobre geometrías sencillas

Otro tipo de ensayos son los realizados sobre probetas con geometrías sencillas. En este tipo de ensayo, el campo de tensiones es mucho más sencillo, e incluso en algunos casos dispone de solución analítica, lo que facilita enormemente su

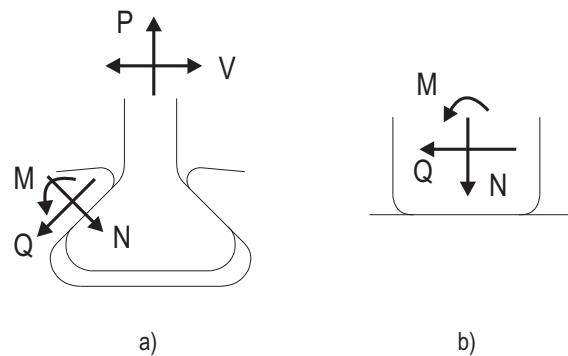


Figura 1.10: Similitud entre el contacto de una álabes con su eje (a) y el del punzón con esquinas redondeadas (b).

estudio. Por este motivo, son utilizados para estudiar la influencia de los distintos parámetros involucrados en el problema, como los tipos de carga, el coeficiente de rozamiento, la amplitud del deslizamiento relativo, etc. Una vez realizados estos estudios, se pueden extrapolar los resultados a componentes reales.

A continuación se presentarán algunos de los distintos tipos de ensayo que se han utilizado para el estudio experimental del fretting. Estos ensayos se pueden clasificar, en función de las cargas aplicadas, en *fretting wear* y *fretting fatiga*.

Ensayos de fretting wear

En un ensayo de fretting wear actúan únicamente las cargas debidas al contacto: la carga normal de compresión, N , y la carga tangencial inducida por el movimiento relativo, Q .

Vincent et al. [161] proponen dos tipos de montaje para realizar ensayos de fretting wear, figura 1.11. En el primer montaje, figura 1.11-a, la probeta se encuentra forzada al contacto por una fuerza normal, N , y sometida a un desplazamiento relativo cíclico, $\delta(t)$, impuesto desde el exterior. Como consecuencia del contacto y del desplazamiento relativo, se induce una fuerza tangencial cíclica, $Q(t)$.

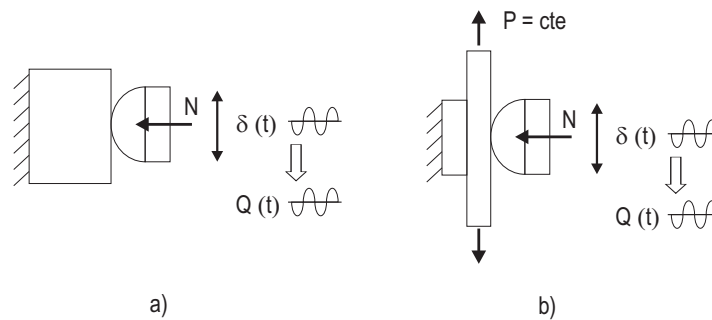


Figura 1.11: Tipos de ensayo de Fretting Wear: a) Fretting wear; b) Fretting wear con probeta tensionada.

Además del estudio del proceso de desgaste, esta configuración está especialmente diseñada para el análisis del mecanismo de iniciación de grietas. La mayor ventaja es que se puede caracterizar la iniciación de grietas inducida únicamente por las cargas de contacto. La influencia de los parámetros de carga (carga normal, desplazamiento relativo, coeficiente de rozamiento, etc) es más fácil de medir con esta configuración.

En el segundo montaje, figura 1.11-b, además de las cargas de contacto, la probeta se encuentra sometida a una carga exterior, P , de valor constante. Menos utilizada que la anterior, con esta configuración se puede evaluar la influencia de una tensión estática sobre la iniciación y propagación de grietas. La introducción de tensiones de tracción favorece la iniciación y aumenta la profundidad final de la grieta.

Estos tipos de montaje han sido utilizados por numerosos investigadores para el estudio del fretting wear [60, 115, 123].

Ensayos de fretting fatiga

En un ensayo de fretting fatiga, además de las cargas locales debidas al contacto, existe una tensión global variable, σ , que contribuye a la iniciación y crecimiento de grietas por fatiga.

En la figura 1.12 se muestran varios de los montajes más utilizados en fretting fatiga. Estos montajes tienen la ventaja de que permiten un sencillo control del nivel de la tensión global sobre la probeta, así como el uso de distintas geometrías de las superficies de contacto.

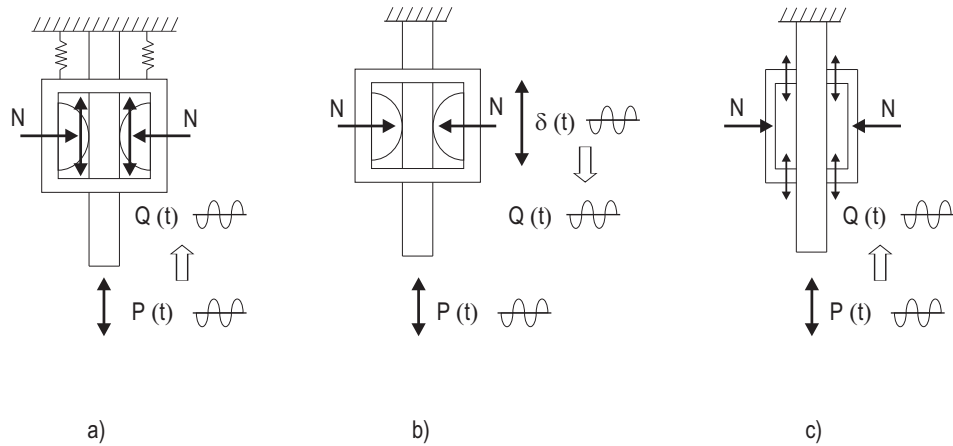


Figura 1.12: Tipos de ensayo de Fretting Fatiga.

El primer montaje, figura 1.12-a, ha sido utilizado por un gran número de investigadores [30,162–165]. En él, después de aplicar la carga normal de contacto, N , se aplica sobre la probeta, por medio de un actuador, una carga axial cíclica, $P(t)$. Debido al contacto y a la deformación axial de la probeta, se genera una carga tangencial cíclica, $Q(t)$, en el contacto. En este montaje se pueden controlar de forma independiente los tres tipos de carga: por medio de un actuador se controla la carga axial sobre la probeta, la carga normal se aplica directamente de forma sencilla y, variando la flexibilidad del soporte de los elementos de contacto, se controla la carga tangencial.

El segundo montaje, figura 1.12-b, es el utilizado por Hills et al. [90] o por Favrow et al. [166]. En él, mediante dos actuadores servohidráulicos controlados independientemente, se puede aplicar carga axial a la probeta, $P(t)$, al mismo

tiempo que cualquier movimiento cíclico a los elementos de contacto, $\delta(t)$. Esto permite controlar de forma independiente el movimiento relativo de los elementos de contacto respecto de la probeta, algo que en el montaje anterior no era posible. De este modo, se pueden aplicar la carga axial y las tangenciales fuera de fase o a distinta frecuencia, lo que permite analizar el efecto de las diferencias de fase o de frecuencia en un problema de fretting. Además, también es posible mantener la carga axial constante mientras se aplican unas cargas tangenciales cíclicas.

El último montaje, figura 1.12-c, es el que utiliza el puente de fretting. Este tipo de montaje ha sido utilizado con elementos de contacto tanto planos [167, 168] como cilíndricos [169, 170].

1.6. Paliativos

Un área importante en la investigación del fretting es el estudio de paliativos que permitan mejorar el comportamiento frente al fretting de componentes reales. Para ser capaces de seleccionar el paliativo apropiado en cada situación es imprescindible entender los mecanismos del fretting y cómo influyen los principales parámetros en el proceso de daño por fretting. En general, las acciones para disminuir el daño por fretting pueden dividirse en dos grupos: las basadas en modificaciones del diseño y las basadas en modificaciones de las propiedades de las superficies de contacto. A continuación se realizará una revisión de los paliativos más utilizados en fretting, analizando su efecto sobre los parámetros que gobiernan el proceso de daño por fretting.

1.6.1. Modificaciones del diseño

En cuanto a las modificaciones del diseño, la primera opción es reducir las concentraciones de tensiones en las proximidades del contacto. Un ejemplo típico de diseño para reducir las tensiones en un ajuste a presión de un eje con un cubo (figura 1.2) es el aumento del diámetro en la zona de ajuste. Este aumento debe

realizarse con un radio de acuerdo suficiente para evitar concentraciones de tensiones adicionales. Otra solución es el uso de ranuras de alivio de tensiones. Estas soluciones, aunque reducen muy poco las tensiones en la superficie, provocan una gran reducción de las tensiones bajo la misma, lo que causa una gran disminución del factor intensidad de tensiones para grietas pequeñas. Esta reducción del FIT puede ser suficiente para provocar la detención de la grieta [171]. Otro caso de fallo por fretting son las uniones roblonadas (figura 1.2). Un procedimiento para mejorar la resistencia a fatiga por fretting es modificar la geometría del bulón, de forma que se descargue la zona de la placa próxima a ellos, donde se produce la concentración de tensiones [14]. Otra posibilidad es mediante el ajuste a presión entre el bulón y el agujero, que provoca una gran reducción de las tensiones equivalentes y, por lo tanto, un aumento en la resistencia a fatiga [172].

1.6.2. Modificaciones de las superficies

En relación a las modificaciones de la superficie como paliativo contra el daño por fretting, existen numerosas soluciones que disminuyen el efecto perjudicial del fretting [14–16,173]. Este tipo de paliativo, al modificar las superficies en contacto, puede mejorar el comportamiento frente al fretting del componente en tres aspectos distintos:

1) *Reducción de las cargas de contacto:*

Una estrategia contra las cargas de fretting es reducir las tensiones debidas al contacto. En este sentido, se pueden adoptar varios métodos. El más común consiste en reducir el coeficiente de rozamiento mediante la aplicación de recubrimientos de baja fricción. Esto provoca una disminución de las cargas tangenciales entre las superficies y, por consiguiente, una disminución del riesgo de iniciación de grietas.

El segundo método consiste en introducir una película intermedia flexible que absorba parte de la deformación de la interfase y proteja las superficies.

2) *Aumento de la resistencia a fatiga por fretting:*

El paliativo más común para impedir la iniciación de grietas por fretting consiste en la introducción de tensiones residuales. Entre los numerosos procesos para conseguir este beneficioso estado de compresión superficial destacan dos: el tratamiento de shot peening y la aplicación de tratamientos termoquímicos.

3) *Aumento de la resistencia frente al desgaste:*

El desgaste inducido por la formación de material oxidado es un fenómeno complejo en el que están involucrados numerosos aspectos como la plasticidad o el calentamiento de la superficie entre otros. Sin embargo, al analizar el problema del fretting en condiciones de deslizamiento global se confirma que el desgaste es un proceso de daño activado por la energía disipada. En este sentido, se han desarrollado numerosos métodos para cuantificar el desgaste producido a partir de la energía disipada, como el clásico método propuesto por Archard [122].

En relación a los paliativos utilizados para reducir el desgaste producido por el fretting, destacan el uso de lubricantes o de recubrimientos que disminuyan la fricción entre las superficies, provocando una menor energía disipada y una ralentización de los mecanismos de desgaste.

Una vez estudiados las diferentes formas de paliar los efectos del fretting, se realizará una revisión de los paliativos más utilizados en fretting.

Lubricantes

Un método clásico para reducir la fricción es incluir lubricantes, ya sean aceites o grasas, en los alrededores de la zona de contacto. Los lubricantes responden de forma distinta en función de la amplitud del desplazamiento producido entre las

superficies en contacto. La figura 1.13 compara la evolución de la fuerza tangencial de un contacto seco y uno similar lubricado, en función de la amplitud del desplazamiento aplicado [173].

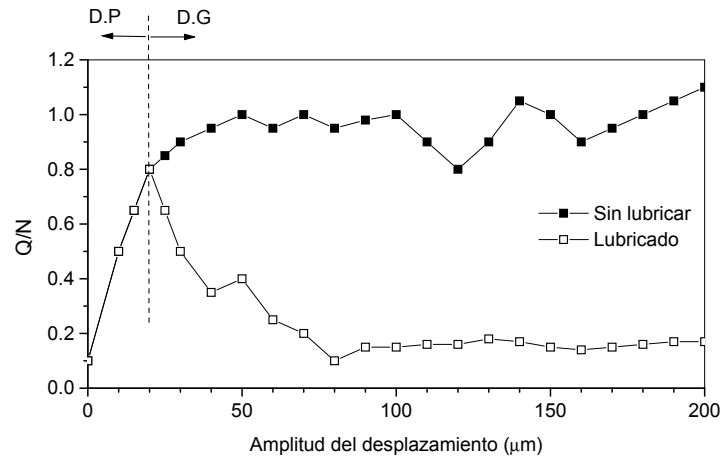


Figura 1.13: Comparación del comportamiento ante la fricción entre un contacto lubricado y otro sin lubricar. D.P: deslizamiento parcial; D.G: deslizamiento global. [173]

Se observa que, bajo condiciones de deslizamiento parcial, ambas evoluciones son idénticas. Sin embargo, en condiciones de deslizamiento global, se observa un comportamiento constante de alta fricción para el contacto seco, mientras que en el caso del contacto lubricado, se produce una gran reducción de la fricción seguida de un comportamiento estable de baja fricción. Este comportamiento ha sido profundamente investigado por Kali et al. [174, 175] y por otros grupos de investigadores [176, 177]. Este estado de baja fricción para grandes amplitudes de deslizamiento ha sido relacionado recientemente con la aparición de una *tribocapa* en la interfase del contacto [178]. Bajo condiciones de deslizamiento parcial, el lubricante no puede penetrar en la interfase para activar la formación de la *tribocapa* [178]. El punto de transición entre alta y baja fricción es función de mu-

chos parámetros como la viscosidad, la temperatura y los aditivos incluidos en el lubricante [174, 175].

En consecuencia, el uso de lubricantes está especialmente recomendado contra el desgaste en condiciones de deslizamiento global. Sin embargo, bajo condiciones de deslizamiento parcial, los lubricantes son ineficientes e incluso perjudiciales contra la iniciación de grietas, debido a que no disminuyen el coeficiente de rozamiento y pueden penetrar en las grietas impidiendo su cierre en la fase de compresión.

El otro tipo de lubricante son las grasas, con las que se obtienen un resultado similar aunque tienen el problema de que se deterioran con el número de ciclos aplicados [179].

En general, los lubricantes son empleados para reducir el desgaste en aplicaciones de bajo número de ciclos, debido a que tras un cierto número de ciclos, el deslizamiento relativo tiende a expulsar y eliminar la capa de lubricante. En cualquier caso, los elementos en contacto deben relubricarse a intervalos regulares.

Recubrimientos de baja fricción

Una alternativa a los lubricantes son los recubrimientos de baja fricción, también denominados lubricantes sólidos. Este tipo de recubrimientos, al contrario que los lubricantes, está especialmente indicado para condiciones de deslizamiento parcial. Bajo estas condiciones, el recubrimiento produce una gran reducción del coeficiente de rozamiento y, con ello, una reducción de las tensiones en la zona de contacto, por lo que reduce enormemente el riesgo de iniciación de grietas.

Los más utilizados son los recubrimientos aplicados mediante algún tipo de deposición (sprays, pulverización catódica, etc), como el bisulfuro de molibdeno (MoS_2) u otro tipo de polímeros [180, 181].

Otro tipo de recubrimientos son los electroquímicos. Waterhouse [28] comprobó que recubrimientos electrolíticos como el plomo, zinc, latón, plata, cobre y níquel producen incrementos en la resistencia a fatiga por fretting. Aunque estos

recubrimientos pueden ser beneficiosos en determinados casos, la poca durabilidad de los mismos es su principal limitación.

Dentro de los recubrimientos electroquímicos caben destacar los anodizados realizados sobre aleaciones de aluminio. El anodizado consiste en la oxidación controlada de la superficie del elemento, obteniéndose una capa de cierto espesor de óxido de aluminio, que sirve de protección contra la acción de agentes atmosféricos. El proceso de anodizado permite obtener capas de distinto espesor, desde algunas micras hasta más de 100 micras. El principal problema de este recubrimiento es su fragilidad, que provoca una reducción en la resistencia a fatiga del material.

El problema de cualquier tipo de recubrimientos es que tienen un determinado número de ciclos de duración, tras el cual el coeficiente de rozamiento experimenta un brusco incremento. Este incremento se debe a que, como consecuencia del desgaste del recubrimiento, el contacto alcanza el sustrato, produciéndose la interacción metal-metal y aumentando drásticamente la fricción. La duración de un recubrimiento está íntimamente relacionada con el proceso de desgaste, que depende de las condiciones de deslizamiento y de la disipación de energía en la interfase [182]. Al contrario que los lubricantes, la resistencia de un recubrimiento disminuye al aumentar la amplitud del deslizamiento, por lo que son utilizados en condiciones de bajos deslizamientos.

Un aspecto importante en el estudio de recubrimientos en fretting es la medida y predicción de la duración de un recubrimiento [182]. Basándose en el análisis de la evolución del coeficiente de rozamiento, Langlade [183] fue el primero en obtener una curva de resistencia del recubrimiento del tipo de Wohler. Dicha curva relaciona la vida del recubrimiento, definida como el número de ciclos necesarios para que el desgaste producido alcance el sustrato, con algún parámetro como la amplitud del desplazamiento o la presión de contacto. La forma de identificar que el desgaste ha alcanzado el sustrato es el notable aumento producido en el coeficiente de rozamiento. Estas curvas de resistencia del recubrimiento permiten comparar las vidas de distintos recubrimientos sometidos a unas determinadas condiciones

de carga. Por otro lado, haciendo uso del modelo de desgaste propuesto por Archard [122], que relaciona el desgaste producido con la energía disipada, se puede realizar una estimación de las curvas de resistencia del recubrimiento obtenidas experimentalmente.

Películas intermedias

Un método alternativo para reducir las cargas de contacto sin disminuir el coeficiente de rozamiento consiste en la aplicación de una película intermedia de material flexible en la interfase del contacto [181,184]. Si la película tiene el espesor y flexibilidad adecuada, puede eliminarse la concentración de tensiones producida por el contacto, al tiempo que se elimina el deslizamiento relativo. Aunque puede ser un paliativo muy eficaz en ciertas aplicaciones, tiene ciertas limitaciones: normalmente sólo son aplicables para pequeños movimientos relativos, el aumento de flexibilidad puede ser inaceptable en ciertas aplicaciones y la durabilidad de la capa es limitada. A pesar de estas limitaciones, las capas intermedias pueden ser muy efectivas en cierto tipos de aplicaciones, como las uniones atornilladas.

Shot peening

El tratamiento del shot peening consiste en generar tensiones residuales de compresión a partir de la deformación plástica de la superficie [185–188]. Esta deformación plástica da lugar a un aplastamiento de los granos cercanos a la superficie y un aumento de la densidad de dislocaciones, produciendo un incremento del número de barreras que debe atravesar la grieta para propagarse. Cada tratamiento es optimizado para conseguir bajo la superficie el campo de tensiones de compresión necesario según la aplicación. Este campo de tensiones, que depende del tratamiento, suele alcanzar profundidades de hasta 200 μm .

El shot peening influye negativamente en la iniciación de grietas, ya que la pro-

pia deformación superficial del tratamiento introduce un gran número de pequeñas grietas que pueden actuar como punto de iniciación. Sin embargo, el posterior crecimiento se ve dificultado por el campo de tensiones residuales de compresión.

Un aspecto importante del shot peening es la estabilidad del tratamiento. Como se ha mencionado previamente, las tensiones residuales de compresión son inducidas por una deformación plástica del material. Por lo tanto, debido a sobrecargas plásticas durante el servicio del componente, se puede producir una reorganización plástica del material que relaje el campo de tensiones de compresión inicial. Este hecho obliga a que, para que el tratamiento de shot peening sea efectivo, sea necesario asegurar que el componente trabaje bajo condiciones de carga elástica. Estas condiciones se suelen cumplir en condiciones de deslizamiento parcial [173]. En cambio, bajo condiciones de deslizamiento global, las cargas de contacto pueden provocar importantes deformaciones plásticas y, consecuentemente, una importante relajación en las tensiones residuales de compresión. Sin embargo, aunque la superficie del material sea sistemáticamente relajada, a partir de una determinada profundidad donde el campo de tensiones es aún elástico, quedan importantes tensiones de compresión que actúan contra la propagación de la grieta. Este hecho explica que el verdadero interés del tratamiento de shot peening no esté centrado en combatir la nucleación de grietas sino en evitar la propagación de las mismas, incluso bajo condiciones de deslizamiento global.

Un aspecto importante del shot peening es la necesidad de adaptar el tratamiento a la distribución de cargas aplicadas: a medida que el tamaño del contacto es mayor, más profundo debe ser el campo de tensiones de compresión generado por el tratamiento. Por este motivo, en aplicaciones con grandes contactos se utilizan tratamientos alternativos de mayor profundidad como el laser peening, que alcanzan una profundidad de hasta 1 mm.

Otro aspecto que puede producir la relajación de las tensiones de compresión son las altas temperaturas, por lo que supone una importante restricción en la temperatura de trabajo del componente.

Tratamientos termoquímicos

Los tratamientos termoquímicos son tratamientos superficiales que llevan asociados un cambio de la composición del metal. Generalmente implican la difusión de carbono o nitrógeno a través de la superficie, aunque a veces se utiliza también cromo, boro, aluminio o sílice como elemento a difundir. Las tensiones residuales de compresión desarrolladas por estos tratamientos mejoran normalmente la resistencia a fatiga simple. En general, cualquier tratamiento que mejore la resistencia a fatiga simple y no produzca un cambio significativo en el coeficiente de rozamiento, produce también un incremento de la resistencia a fatiga por fretting.

Los tratamientos termoquímicos más utilizados son el cementado, el nitrurado y combinaciones de estos. Estos tratamientos aumentan considerablemente la dureza superficial y crean un estado de tensiones residuales de compresión en la superficie. El cementado es un proceso realizado a alta temperatura ($825 - 925^{\circ}\text{C}$). El material es templado y revenido, produciendo una capa superficial dura y tenaz de varios milímetros de espesor. El principal inconveniente es que va acompañado de cambios dimensionales que pueden afectar a la calidad del componente si no son tenidos en cuenta. El nitrurado se realiza a temperaturas inferiores a 600°C . El espesor de la capa nitrurada es de tan sólo 0.1 mm, por lo que se producen menores distorsiones dimensionales. Este tratamiento tiene el inconveniente de que requiere elementos de aleación en el acero que permitan la formación de nitruros. Kreitner [189] comprobó experimentalmente que, al contrario que en fatiga normal, el nitrurado se puede considerar mejor paliativo para la fatiga por fretting que el cementado.

Otra alternativa para introducir un campo estable de tensiones de compresión es la aplicación de algún recubrimiento duro de pequeño espesor, como el recubrimiento electrodepositado de TiN. El origen del campo residual de tensiones de compresión es la incompatibilidad entre la estructura columnar del TiN y el sustrato. Debido a que no se puede activar ningún tipo de deformación plástica, no es posible la relajación del campo de tensiones. Por lo tanto, a través de la

capa del recubrimiento se obtiene un estado de compresión alto y estable. El efecto beneficioso de este tipo de tratamiento ha sido demostrado experimentalmente por Okane et al. [190]. En la fina capa del recubrimiento, de unas pocas micras de espesor, se alcanza un estado de compresión tan alto (por encima incluso de 2000 MPa) que evita la nucleación de grietas. El tratamiento es efectivo hasta el momento en el que el desgaste alcanza el sustrato, momento en el que el material se comporta como si no estuviera recubierto. Por lo tanto, este tipo de tratamiento actúa esencialmente sobre el proceso de nucleación. Además, su resistencia contra la iniciación de grietas es fuertemente dependiente del proceso de desgaste y de las condiciones de deslizamiento. De este modo, hay que poner especial atención en aplicaciones en las que exista un régimen de deslizamiento mixto, ya que la aplicación de unos pocos ciclos de deslizamiento global puede reducir enormemente la efectividad del tratamiento.

Capítulo 2

Modelos de predicción de vida

En este capítulo se hará una revisión acerca de los distintos métodos que se han utilizado hasta la fecha para la predicción de la vida a fatiga, tanto sobre componentes sin entallas como con entallas [191, 192]. Además, se analizarán los métodos de predicción de vida que se utilizan en fretting fatiga.

Tradicionalmente, a efectos de cálculo, se ha dividido el proceso de fatiga en dos fases: nucleación de la grieta y propagación de esta hasta el fallo final [193], utilizando distintos procedimientos para el cálculo de la duración de cada una de las fases. Un inconveniente de esta división del proceso de fatiga en fases es la dificultad para establecer los límites entre una y otra de forma clara. Además, la estimación de la vida a fatiga depende, en gran medida, de la definición del límite entre las dos fases.

En el caso de componentes sin entallas, con pequeños gradientes de tensiones, se utilizan métodos de predicción de vida basados en la iniciación, que modelan exclusivamente dicha fase. Esto está justificado debido a que, en estos casos, si el número de ciclos hasta el fallo es suficientemente alto, la iniciación ocupa la mayor

parte de la vida a fatiga de la grieta, siendo despreciable la fase de propagación.

Estos métodos se basan en curvas experimentales que relacionan las tensiones o las deformaciones producidas en la superficie con el número de ciclos hasta la rotura. En el caso de que se realice un cálculo elástico de las tensiones, se utiliza la curva $S-N$:

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (2.1)$$

que relaciona las tensiones producidas en la superficie, $\Delta\sigma$, con el número de ciclos hasta el fallo final, N_f .

Por el contrario, si la componente plástica es apreciable, es necesario realizar un cálculo elastoplástico de las tensiones. En este caso, se debe usar la curva $\varepsilon-N$:

$$\frac{\Delta\varepsilon}{2} = \frac{\Delta\varepsilon_e}{2} + \frac{\Delta\varepsilon_p}{2} = \frac{\sigma'_f}{E} (2N_f)^b + \varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.2)$$

que relaciona las deformaciones producidas en la superficie, $\Delta\varepsilon$, que se suelen considerar divididas en sus componentes elástica, $\Delta\varepsilon_e$, y plástica, $\Delta\varepsilon_p$, con el número de ciclos hasta el fallo final, N_f . El resto de los términos que aparecen en las ecuaciones 2.1 y 2.2 (σ'_f , ε'_f , b y c) son constantes a determinar mediante ensayos normalizados.

En ambos casos, tanto las tensiones como las deformaciones son calculadas en la superficie del componente debido a que es el lugar más desfavorable y, al no existir gradiente o al menos ser pequeño, se pueden utilizar las curvas anteriormente expuestas obtenidas a partir de ensayos normalizados. Si el estado de tensiones es multiaxial, es necesario aplicar algún criterio de fatiga multiaxial junto con las ecuaciones anteriores.

2.1. Modelos para fatiga con entallas

El efecto que produce el fretting es similar al producido por una entalla: en ambos casos se produce una gran concentración de tensiones en la superficie y un gradiente de tensiones importante a lo largo de la profundidad. No obstante, el caso del fretting es más complejo, ya que el gradiente de tensiones depende no sólo de la geometría, como en el caso de las entallas, sino que también depende de la combinación de las cargas aplicadas. Además, en las proximidades de la superficie, en fretting se produce una variación no proporcional de las tensiones. Por otro lado, en un problema de fretting, el deslizamiento entre las superficies produce una modificación de las mismas durante el proceso, cuyo efecto sobre el comportamiento a fatiga debe cuantificarse. En cualquier caso, dada la similitud de ambos problemas, los mismos modelos de predicción de vida utilizados para fatiga con entallas pueden ser utilizados para el caso de fatiga por fretting.

Los métodos de predicción de vida utilizados en fatiga con entallas se pueden dividir en tres grupos. En primer lugar, los que analizan la fatiga como un proceso global dominado por el mecanismo de iniciación. En segundo lugar, los que consideran la fatiga como un proceso dominado por el mecanismo de propagación, utilizando la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL). Por último, están los métodos que combinan de algún modo los mecanismos de iniciación y propagación.

2.1.1. Modelos basados en la iniciación

Este tipo de modelo considera que la vida a fatiga está dominada por el mecanismo de iniciación, suponiendo de este modo que prácticamente toda la vida se emplea en iniciar la grieta. Por lo tanto, la fase de propagación es despreciable frente a la de iniciación. Entre los modelos basados en la iniciación caben destacar dos: el método basado en las tensiones y el método de las deformaciones locales. Ambos métodos se describen a continuación:

1) Método basado en las tensiones (*Stress-based approach*)

Se basa en la curva $S-N$, ecuación 2.1, aunque esta debe ser modificada para tener en cuenta el efecto de la entalla. Una forma de modificar dicha curva consiste en variar únicamente el valor del límite de fatiga a 10^6 ciclos, sin alterar la curva a bajo número de ciclos, tal como se muestra en la figura 2.1.

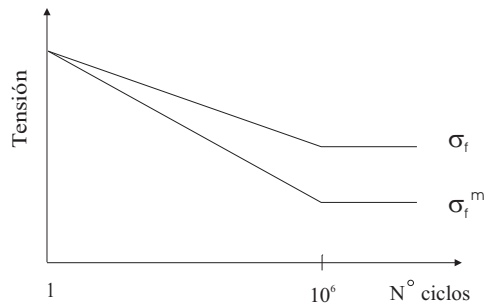


Figura 2.1: Modificación de la curva $S-N$ para componentes con entalla.

El problema fundamental consiste en determinar el nuevo límite de fatiga del componente entallado, σ_f^m , a partir de la geometría de la entalla y del límite de fatiga intrínseco del material, σ_f . Para el cálculo del límite de fatiga modificado, en primera aproximación se podría utilizar el límite de fatiga del material dividido por el concentrador de tensiones en la superficie, K_t . Sin embargo, experimentalmente se ha demostrado que el límite de fatiga modificado para un componente entallado, σ_f^m , es en general mayor que el calculado de este modo.

Se define así, el factor de reducción de resistencia a fatiga de la entalla, o factor de concentración de tensiones efectivo a fatiga como

$$K_f = \frac{\sigma_f}{\sigma_f^m} \quad (2.3)$$

Según lo anterior, K_f es normalmente menor que K_t . Para cuantificar la diferencia entre K_f y K_t , se utiliza el coeficiente de sensibilidad a la entalla, q , que viene definido por

$$q = \frac{K_f - 1}{K_t - 1} \quad (2.4)$$

El valor de q depende de la geometría de la entalla y del material.

En definitiva, haciendo uso de la nueva curva $S-N$ modificada para el componente entallado, se obtiene el número de ciclos hasta el fallo. Es importante resaltar que este método se utiliza para fatiga a alto número de ciclos, donde los niveles de tensiones son bajos y, por lo tanto, las deformaciones plásticas son despreciables.

2) Método de las deformaciones locales (*Strain-based approach*)

Para fatiga a bajo número de ciclos, donde los niveles de deformaciones son altos, es necesario tener en cuenta la componente plástica de las deformaciones. En estos casos se utiliza el método de las deformaciones locales, que se basa en la curva $\varepsilon-N$, ecuación 2.2. Este método, a diferencia del anterior, considera la plastificación local producida en la raíz de la entalla.

Para el cálculo de las tensiones y las deformaciones producidas en la raíz de la entalla se puede utilizar la regla de Neuber [194], que tiene en cuenta el efecto de la plastificación local y establece que

$$K_t = \sqrt{K_\sigma K_\varepsilon} \quad (2.5)$$

donde K_σ es la relación entre tensiones locales, σ , y globales, S , y K_ε es la relación entre deformaciones locales, ε , y globales, e . Para un comportamiento nominalmente elástico se llega a la ecuación

$$\frac{(K_t S)^2}{E} = \sigma \epsilon \quad (2.6)$$

Esta ecuación representa una hipérbola en los ejes $\epsilon - \sigma$. Con el fin de calcular los valores locales de la tensión, σ , y la deformación, ϵ , en la raíz de la entalla, es necesario combinar la ecuación (2.6) con la curva cíclica tensión-deformación, ecuación (2.7):

$$\epsilon = \frac{\sigma}{E} + \left(\frac{\sigma}{K}\right)^{1/n} \quad (2.7)$$

donde E es el módulo de Young y K y n son unos parámetros que definen la curva.

Una vez calculada la deformación local producida en la raíz de la entalla, esta se introduce en la ecuación (2.2) y se obtiene el número de ciclos que produce el fallo final.

2.1.2. Modelos basados en la propagación

En este tipo de modelo, para estimar la vida del componente se considera únicamente el mecanismo de propagación de la grieta, utilizando los principios de la mecánica de la fractura elástica lineal (MFEL). Estos modelos son apropiados en situaciones en las que se sabe de la existencia de grietas en el componente o en las que, por motivos de seguridad, se toma la suposición conservativa de que existen grietas. La ventaja de estos modelos es que no estudian el proceso de fatiga como una “caja negra” como en el caso anterior, sino que analizan el proceso mediante la mecánica de la fractura. El principal inconveniente es la necesidad de establecer una longitud inicial de grieta, l_i , siendo la definición de este parámetro determinante en el resultado de la predicción de la vida a fatiga. Desgraciadamente, la definición precisa de este parámetro es sumamente difícil. Unas veces se utiliza un

valor de la longitud inicial de grieta previamente definido [195]; otras, la longitud mínima que permite asumir las hipótesis de la MFEL [196].

2.1.3. Combinación de iniciación y propagación

Estos métodos de predicción de vida son los más completos, ya que modelan de forma independiente cada una de las fases de la vida de la grieta, iniciación y propagación, para combinarlas posteriormente. La dificultad principal en este tipo de modelos es definir de forma precisa el instante en que termina la nucleación y comienza la propagación.

Dowling [197] propuso un método para distinguir las dos fases en componentes con entallas. En primer lugar, supone una grieta emanando de una entalla. Cuando la longitud de la grieta es pequeña en comparación con la entalla, la grieta se comporta como una grieta de borde sometida a la tensión del concentrador. En este caso el factor de intensidad de tensiones es

$$K_s = 1.12 K_t S \sqrt{\pi l'} \quad (2.8)$$

donde S es la tensión nominal y l' es la longitud de grieta desde la superficie de la entalla. Sin embargo, cuando la grieta es lo suficientemente larga, la entalla deja de influir sobre la grieta y esta se comporta como una grieta de longitud $l = D + l'$, donde D es la profundidad de la entalla y l' la longitud de la grieta desde la raíz de la entalla. En este caso el FIT viene dado por

$$K_l = F S \sqrt{\pi l} \quad (2.9)$$

donde F es un factor que depende de la geometría. En la zona intermedia existirá una transición entre un comportamiento y otro de la grieta. La intersección de las curvas 2.8 y 2.9 determina dicho punto de transición, l_t .

$$l_t = \frac{D}{(1.12 K_t/F)^2 - 1} \quad (2.10)$$

Dado que la plasticidad local puede ser importante para longitudes de grietas menores de l_t , se escoge este valor como longitud de iniciación. De este modo, la fase de iniciación se encarga del crecimiento de la grieta hasta que esta es lo suficientemente larga para que se pueda aplicar la MFEL.

El número de ciclos para la iniciación, N_i , se obtiene utilizando el método de las deformaciones locales, ya comentado anteriormente. Según este método, N_i debería ser el número de ciclos necesario para iniciar una grieta de una longitud l_t . Sin embargo, se comprueba experimentalmente que el resultado obtenido es conservativo, debido a que no se ha tenido en cuenta el gradiente de tensiones provocado por la entalla.

En cuanto a la fase de propagación, aplicando la MFEL se puede calcular la vida de propagación, N_p , definida como el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde la longitud inicial elegida, l_t , hasta la longitud de grieta que produce el fallo final. Por lo tanto, la vida total del componente será la suma de la vida de iniciación y la de propagación: $N_T = N_i + N_p$.

Finalmente, se describirá otro método de predicción de vida para componentes con entallas propuesto por Socie et al. [198]. En este modelo también se define una longitud de iniciación de grieta que divide la vida de la grieta en dos fases, iniciación y propagación. En este caso, esta longitud de iniciación viene definida por la intersección de dos curvas que es necesario calcular. Para ello, hay que definir un camino hipotético que sigue la grieta desde que se inicia hasta que se produce el fallo final. La primera curva se puede asimilar a una velocidad de crecimiento de grieta mediante el mecanismo de iniciación, que se obtiene a partir de la curva que representa, a lo largo del camino hipotético de la grieta, el número de ciclos necesarios para iniciar la grieta en cada punto. La segunda curva representa la velocidad de crecimiento de grieta mediante el mecanismo de propagación, que se

obtiene mediante la MFEL. De este modo, la intersección de las dos curvas calculadas define la longitud de iniciación de grieta. La vida total será la de iniciación en el punto de intersección de ambas curvas más la de propagación desde ese punto hasta el fallo final. Este método, que se ha adaptado en esta tesis para el caso de fretting fatiga, será explicado con más detalle al final de este capítulo.

2.2. Modelos para fretting fatiga

Para realizar la predicción de la vida a fatiga por fretting, parece lógico utilizar los mismos métodos que los utilizados para fatiga con entallas, dada la similitud entre ambos problemas. En este caso, la vida a fatiga también se puede dividir en dos fases, iniciación y propagación, cada una dominada por un mecanismo distinto. A la hora de predecir la vida, se pueden utilizar métodos basados en cada uno de estos mecanismos, o en una combinación de ambos.

La primera opción es utilizar métodos basados en la iniciación, que tienen la ventaja de su sencillez de aplicación. El principal inconveniente de este tipo de modelos es que únicamente se basan en las tensiones evaluadas en la superficie o a una cierta profundidad de esta, ignorando de este modo el estado tensional a profundidades mayores. Este tipo de modelos ofrecerán mejores resultados en los casos en los que la fase de iniciación ocupe la mayor parte de la vida a fatiga.

La segunda opción es utilizar métodos basados en el mecanismo de propagación y en la MFEL. Como ya se ha comentado anteriormente, la principal dificultad reside en la elección de la longitud inicial de grieta, parámetro fundamental para la predicción de la vida a fatiga. Con este tipo de modelos se obtendrán buenos resultados siempre y cuando la propagación sea la fase dominante en la vida a fatiga.

Por último, están los métodos que combinan ambos procesos, iniciación y propagación. La bondad de los resultados obtenidos con los métodos de predicción de vida basados en uno de los dos mecanismos, iniciación o propagación, depen-

derá en gran medida de la importancia de cada una de las fases en la vida a fatiga. Sin embargo, los modelos que combinan ambos procesos, iniciación y propagación, tienen mayor generalidad, siendo apropiados para todo tipo de casos, independientemente de la importancia de cada una de las fases. La principal dificultad de estos modelos es determinar el punto en el que acaba una fase y empieza la otra.

2.2.1. Modelos basados en la iniciación

Este tipo de modelo se basa en la hipótesis de que la mayor parte de la vida a fatiga se emplea en iniciar la grieta. Por lo tanto, se obtendrán buenos resultados en la predicción de vida únicamente en los casos en los que se cumpla dicha hipótesis. En cualquier caso, dado que únicamente modelan una de las fases de la vida, por regla general, los resultados obtenidos serán conservativos.

La aplicación de estos modelos consta de dos partes bien diferenciadas. La primera se centra en el cálculo de las tensiones y la segunda, en calcular a partir de estas, el número de ciclos de iniciación.

En cuanto al cálculo de las tensiones, estas pueden ser calculadas en la superficie del sólido [199,200] o bien, a una determinada profundidad, del mismo modo que en fatiga con entallas. También se puede calcular un valor medio de las tensiones a lo largo de una línea, área o volumen [87,119,201].

A partir de las tensiones calculadas, se realiza la predicción de la vida utilizando las curvas $S-N$ o $\varepsilon-N$, ecuaciones (2.1) y (2.2). Dado el estado de tensiones multiaxial presente en un problema de fretting, será necesario calcular una tensión equivalente para utilizarla en las ecuaciones anteriores [87,119,201]. Para ello se debe utilizar algún criterio de fatiga multiaxial.

Dentro de los criterios multiaxiales existen dos tipos: los *criterios de plano crítico* y los *criterios globales*. Los primeros se llaman así porque buscan el plano u orientación donde alguna componente de las tensiones o algún parámetro toma un valor máximo. En cuanto al segundo tipo, el parámetro que se busca es un invariante, es decir, un parámetro cuyo valor es independiente de la orientación.

La ventaja de los criterios de plano crítico es que poseen gran sentido físico, ya que no sólo predicen la iniciación de la grieta sino que también determinan en qué plano se produce. En cambio, los criterios globales pierden este sentido físico y son incapaces de predecir la orientación de iniciación de la grieta. Otra diferencia entre ambos tipos de criterios es el tiempo de computación: los criterios globales necesitan un tiempo de computación mucho menor. Esto se debe a que, mientras que en los de plano crítico hay que buscar un máximo entre todas las direcciones proyectando las tensiones o las deformaciones, en los métodos globales solamente se necesita calcular las tensiones en una orientación cualquiera y calcular el invariante.

A continuación se presentan cuatro de los criterios multiaxiales más utilizados: los tres primeros son de plano crítico, mientras que el último es un criterio global.

McDiarmid

Este criterio fue desarrollado por McDiarmid [202] para fatiga multiaxial en los casos donde la iniciación de la grieta está gobernada por las tensiones tangenciales. Como ya se ha comentado, se engloba dentro de los criterios de plano crítico. En este criterio, el plano crítico es aquel donde se hace máximo el rango de variación de las tensiones tangenciales a lo largo de un ciclo de carga. Así, se define la tensión equivalente

$$\sigma_{eq} = \frac{\Delta\tau_{max}}{2} + \frac{t}{2\sigma_u}\sigma_{max} \quad (2.11)$$

donde $\Delta\tau_{max}$ es el máximo incremento de tensiones tangenciales, σ_{max} es la máxima tensión normal en la dirección perpendicular al plano donde $\Delta\tau$ es máxima, t es el límite de fatiga a torsión y σ_u es la tensión de rotura. En realidad, McDiarmid menciona dos límites de fatiga a torsión, t_A y t_B , en función de si la grieta crece a lo largo de la superficie o si crece hacia dentro desde la superficie, respectivamente. Normalmente sólo se dispone de un valor de t , que será el que se use. Para el cálculo de la vida de iniciación, es necesario combinar este criterio,

ecuación (2.11), con la curva ε - N , ecuación (2.2). Con objeto de poder combinar ambas ecuaciones, se aplica el criterio al caso concreto con el que se obtiene la curva experimental ε - N , es decir, una probeta sin entalla a la que se le aplican ciclos de tracción-compresión de valor $\pm\sigma$. En ese caso la tensión equivalente se convierte en

$$\sigma_{eq} = \frac{\sigma}{2} + \frac{t}{2\sigma_u} \frac{\sigma}{2} = \frac{\Delta\sigma}{2} \cdot f \quad (2.12)$$

donde

$$f = \frac{1}{2} \left(1 + \frac{t}{2\sigma_u} \right) \quad (2.13)$$

Combinando las ecuaciones (2.2) y (2.12) se obtiene la ecuación que proporciona el número de ciclos de iniciación en función de la tensión equivalente de McDiarmid.

$$\sigma_{eq} = f \cdot (\sigma'_f (2N_f)^b + E\epsilon'_f (2N_f)^c) \quad (2.14)$$

Fatemi-Socie

El criterio de Fatemi y Socie [203], también de plano crítico, está enfocado a materiales que fallan en modo II, y utiliza el rango de deformaciones tangenciales en lugar de las tensiones. También incorpora un término que refleja la apertura de la grieta, que es la tensión normal máxima perpendicular al plano de los máximos incrementos de deformación tangencial. El parámetro queda definido como

$$FS = \frac{\Delta\gamma_{max}}{2} \left(1 + k \frac{\sigma_{max}}{\sigma_y} \right) \quad (2.15)$$

donde $\Delta\gamma_{max}$ es el incremento de deformaciones tangenciales en el plano donde

este es máximo, k es una constante para ajustar los datos de fatiga uniaxial y de torsión, σ_{max} es la tensión normal máxima perpendicular al plano donde se produce el máximo de $\Delta\gamma$, y σ_y es el límite de fluencia. Al igual que con el criterio anterior, este parámetro se puede aplicar al caso de fatiga simple de ciclo simétrico, $\pm\sigma$, y combinarlo con la ecuación (2.2) para obtener

$$FS = (1 + \nu) \frac{\sigma_f'}{E} (2N_f)^b + \frac{k}{2} (1 + \nu) \frac{\sigma_f'^2}{E\sigma_y} (2N_f)^{2b} + (1 + \nu_p) \epsilon_f' (2N_f)^c + \frac{k}{2} (1 + \nu_p) \frac{\epsilon_f' \sigma_f'}{\sigma_y} (2N_f)^{b+c} \quad (2.16)$$

donde ν_p es el coeficiente de Poisson plástico, que si se supone la incompresibilidad de las deformaciones plásticas adopta el valor $\nu_p = 0.5$.

Con esta ecuación se obtiene el número de ciclos de iniciación a partir del parámetro de Fatemi y Socie.

Smith-Watson-Topper

El criterio definido por Smith et al. [204] es también de plano crítico y se aplica a grietas que crecen prácticamente desde el principio en modo I. En este caso, el parámetro de Smith-Watson-Topper (SWT) viene definido como el máximo, entre todas las orientaciones posibles, del producto de la tensión normal máxima en un ciclo, σ_{max} , por la amplitud de la deformación normal, $\frac{\Delta\varepsilon}{2}$:

$$SWT = \left(\sigma_{max} \frac{\Delta\varepsilon}{2} \right)_{max} \quad (2.17)$$

Para calcular la vida de iniciación, es necesario combinar este criterio con la curva ε - N , ecuación (2.2). De este modo se obtiene la ecuación

$$SWT = \frac{\sigma_f'^2}{E} (2N_f)^{2b} + \sigma_f' \varepsilon_f' (2N_f)^{b+c} \quad (2.18)$$

que relaciona el número de ciclos de iniciación con el parámetro SWT, calculado con la ecuación (2.17).

Crossland

El criterio de Crossland [205], a diferencia de los anteriores, no es de plano crítico sino que es un criterio global. El parámetro de Crossland viene definido por

$$Cross = \sqrt{J_{2,a}} + \frac{I_{1,max}}{3} \left(\frac{3t}{b} - \sqrt{3} \right) \quad (2.19)$$

donde $J_{2,a}$ es la amplitud del segundo invariante del tensor desviador de tensiones y $I_{1,max}$ es el máximo del primer invariante del tensor de tensiones en un ciclo, t es el límite de fatiga a torsión y b es el límite de fatiga a flexión. Aplicando este parámetro al caso de un ensayo de fatiga uniaxial se obtiene la relación

$$Cross \cdot \frac{b}{t} = \sigma'_f (2N_f)^b + E\varepsilon'_f (2N_f)^c \quad (2.20)$$

que relaciona el número de ciclos de iniciación con el parámetro de Crossland, calculado con la ecuación (2.19).

2.2.2. Modelos basados en la propagación

En estos modelos se realiza la estimación de la vida teniendo en cuenta únicamente el proceso de propagación, utilizando la MFEL. En ellos se supone que la mayor parte de la vida se emplea en propagar la grieta desde una longitud inicial hasta el fallo final. Este tipo de modelo será tanto más aplicable cuanto más pequeña sea la vida de iniciación comparada con la de propagación o cuando existan grietas ya iniciadas en el componente [97].

La aplicación de estos modelos consta de varios pasos. En primer lugar, determinar el punto de iniciación de la grieta, para lo que se debe utilizar alguno de

los criterios multiaxiales descritos. La grieta se iniciará en el punto en el que el parámetro característico del criterio alcance su valor máximo. Analizando únicamente los puntos de la superficie, en el caso de contacto cilíndrico y esférico, el punto de iniciación se sitúa en el borde de la zona de contacto. Experimentalmente se ha comprobado que efectivamente las grietas se inician en dicha zona [107].

Una vez determinado el punto de iniciación, es necesario establecer el valor de la longitud inicial de la grieta, l_i . Como ya se ha comentado, este parámetro es muy complicado de determinar y es esencial para el resultado de la predicción de la vida a fatiga. La elección de la longitud de iniciación de grieta debe estar en el rango en el que la MFEL sea aplicable [196]. Dicha elección se realiza de forma más o menos arbitraria, basándose en la experiencia. Algunos autores toman como longitud de iniciación de grieta el tamaño del defecto característico del componente, como la rugosidad superficial [97].

Otro aspecto importante a determinar es el camino que sigue la grieta en su crecimiento. Experimentalmente se ha comprobado que la primera parte de la propagación de la grieta se produce en un plano con cierta inclinación respecto a la superficie, para girar posteriormente y crecer de forma casi perpendicular a la misma. El cambio de inclinación se produce a una profundidad muy pequeña, en torno a $20 \mu\text{m}$. Para suponer un camino hipotético de la grieta se pueden usar varios criterios. En primer lugar se pueden suponer dos fases en el crecimiento de la grieta: una primera con una cierta inclinación, obtenida aplicando un método denominado “crack analogue” [206], y una segunda fase perpendicular a la superficie. El punto de transición se puede definir aplicando distintos criterios, como por ejemplo la longitud de grieta donde el factor de intensidad de tensiones iguale al umbral de crecimiento [206]. Otra opción es determinar la orientación de la grieta en cada punto calculando la dirección donde $\Delta\sigma_\theta$ es máximo y posteriormente incrementando la grieta en un cierto valor [102]. En cualquier caso, lo más usual es suponer que la grieta crece en todo momento perpendicular a la superficie, como realmente ocurre en la mayor parte de la vida.

A continuación se debe realizar el cálculo del factor intensidad de tensiones (FIT) a partir de las tensiones. En el caso del contacto esférico, dada la sencillez de su geometría, se pueden usar métodos analíticos. En este caso se ha utilizado la función de peso propuesta por Bueckner [207] para una grieta pasante:

$$w(t) = \frac{1}{\sqrt{s}} \left(1 + m_1 \cdot \frac{s}{l} + m_2 \cdot \left(\frac{s}{l} \right)^2 \right) \quad (2.21)$$

donde l es la longitud de grieta y s es una variable de integración que va desde el borde de grieta hasta la superficie, figura 2.2. Los parámetros m_1 y m_2 son funciones que dependen del cociente l/W , donde W es el espesor de la probeta:

$$m_1 = 0.6147 + 17.1844 \left(\frac{l}{W} \right)^2 + 8.7822 \left(\frac{l}{W} \right)^6 \quad (2.22)$$

$$m_2 = 0.2502 + 3.2889 \left(\frac{l}{W} \right)^2 + 70.0444 \left(\frac{l}{W} \right)^6$$

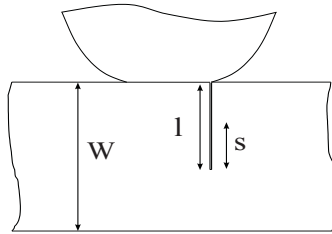


Figura 2.2: Esquema de la grieta pasante.

Con esta función de peso, el FIT en modo I se obtiene:

$$K_I = \sqrt{\frac{2}{\pi}} \int_0^l w(s) \cdot \sigma_x(s) ds \quad (2.23)$$

donde σ_x es la tensión normal en la dirección perpendicular al plano de la grieta.

El FIT calculado de este modo tiene únicamente en cuenta el modo I. El motivo es que, para una grieta perpendicular a la superficie, el modo II es muy pequeño comparado con el modo I [97]. Por otro lado, el FIT calculado por este procedimiento incorpora el efecto del espesor finito de la probeta y es válido únicamente para una grieta que cumpla $l/W < 0.5$ [207]. También es necesario destacar el hecho de que este método para calcular el FIT es válido para una grieta pasante bidimensional. En el caso de contacto esférico, donde se tienen grietas tridimensionales con forma semielíptica, es necesario corregir el FIT calculado. Por lo tanto, hay que dividir el FIT obtenido con la ecuación 2.23 por el factor Φ , calculado por Irwin [208] para una grieta elíptica:

$$\Phi = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \left(1 - \left(\frac{l}{b}\right)^2\right) \sin^2 \varphi} d\varphi \quad (2.24)$$

donde l/b es la relación de aspecto de la grieta semielíptica, según la figura 2.3.

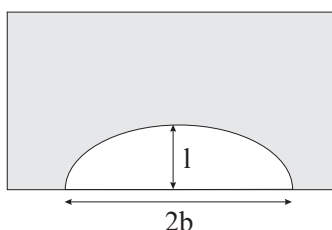


Figura 2.3: Esquema de la grieta semielíptica.

Esta relación de aspecto depende, en primer lugar, del tipo de contacto: en el contacto cilíndrico, la grieta tiene una forma más achatada (l/b menor) que en el esférico. Además, en un mismo ensayo, la relación de aspecto l/b varía a lo largo de la vida de la grieta, hecho que hay que tener en cuenta a la hora de calcular el

FIT a lo largo de la vida de la grieta.

Por último, con el fin de estimar la vida transcurrida en la propagación de la grieta, es necesario definir una ley de crecimiento de grieta que sea válida para todo el proceso de propagación. En la literatura existen gran variedad de leyes de propagación basadas en ensayos normalizados de velocidad de crecimiento de grieta. A continuación se presentarán las distintas leyes de propagación que se utilizarán en esta tesis. Partiendo de la ley más simple, la ley de Paris, se analizarán distintas leyes de propagación que, modificando dicha ley de Paris, tienen en cuenta el umbral de crecimiento y el comportamiento de grietas cortas.

Ley de Paris

Como ya se ha comentado, la opción más sencilla es utilizar la ley de Paris, que viene definida según la ecuación

$$\mathbf{P} : \quad \frac{dl}{dN} = C\Delta K^n \quad (2.25)$$

En esta ecuación se relaciona la velocidad de crecimiento de grieta, dl/dN , con el rango del factor intensidad de tensiones, ΔK , mediante las constantes C y n , definidas según ensayos normalizados. La ventaja de usar esta ley es su simplicidad, aunque su principal inconveniente reside en el hecho de que no tiene en cuenta el umbral de crecimiento ni es capaz de modelar el comportamiento de grietas cortas. En este sentido, de forma general, los resultados obtenidos con esta ley se alejarán de la realidad.

Introducción del umbral para grietas largas

En este caso se modifica la ley de Paris de modo que incluya el efecto del umbral de crecimiento para grietas largas. Este efecto se puede modelar de distintas formas, aunque aquí se presentarán dos de ellas. La primera versión, denominada L1, viene expresada por la siguiente ecuación:

$$\mathbf{L1} : \quad \frac{dl}{dN} = C(\Delta K - \Delta K_{th\infty})^n \quad (2.26)$$

La segunda versión, L2, queda expresada según la ecuación:

$$\mathbf{L2} : \quad \frac{dl}{dN} = C(\Delta K^n - \Delta K_{th\infty}^n) \quad (2.27)$$

En ambas expresiones se incluye el umbral de crecimiento para grietas largas, $\Delta K_{th\infty}$. En primera aproximación, esta modificación, en sus dos versiones, mejora el modelo básico de Paris porque introduce el umbral, aunque sigue sin tener en cuenta el comportamiento de grietas cortas.

Modificación del umbral

Con el fin de mejorar la leyes de propagación anteriores, es necesario modificarlas de forma que se tenga en cuenta el comportamiento de grietas cortas. En este caso, se modificará el umbral de grieta larga, $\Delta K_{th\infty}$, disminuyendo su valor en el rango de grietas cortas. Para ello se propone una modificación del umbral de crecimiento basada en un ajuste teórico del diagrama de Kitagawa-Takahashi, que proporciona la tensión umbral para el crecimiento de una grieta en función de la longitud de la grieta. Dicha modificación es la propuesta por El Haddad [52], según la siguiente expresión:

$$\Delta\sigma_{th}(l) = \Delta\sigma_f \cdot \sqrt{\frac{l_0}{l + l_0}} \quad (2.28)$$

donde σ_f es el límite de fatiga y l_0 es la constante de El Haddad. Esta constante determina el punto de transición entre el comportamiento de grieta corta y larga, y viene definido como

$$l_0 = \frac{1}{\pi} \left(\frac{\Delta K_{th\infty}}{\Delta \sigma_f} \right)^2 \quad (2.29)$$

Expresando la ecuación (2.28) en términos de factor intensidad de tensiones, se obtiene:

$$\Delta K_{th}(l) = \Delta K_{th\infty} \cdot \sqrt{\frac{l}{l+l_0}} \quad (2.30)$$

Utilizando esta modificación del umbral de crecimiento sobre las leyes de propagación ya propuestas L1 y L2, se obtienen dos nuevas leyes de propagación. La primera versión, utilizada por Faanes y Fernando [97], será denominada UH1 y viene definida según la ecuación

$$\mathbf{UH1} : \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\Delta K - \Delta K_{th\infty} \cdot \sqrt{\frac{l}{l+l_0}} \right)^n \quad (2.31)$$

La segunda versión, UH2, se define

$$\mathbf{UH2} : \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\Delta K^n - \left(\Delta K_{th\infty} \cdot \sqrt{\frac{l}{l+l_0}} \right)^n \right) \quad (2.32)$$

En la figura 2.4 se muestra la aproximación teórica al diagrama de Kitagawa-Takahashi propuesta por El Haddad, ecuación (2.28), frente a la utilizada por Araújo y Nowell [104], que representa los dos casos límites (grieta corta, grieta larga) y que también puede usarse para representar dicho diagrama. Esta última expresión se encuentra más lejos de la realidad, ya que experimentalmente se comprueba que la transición del régimen de grieta corta a larga en el diagrama de Kitagawa-Takahashi se produce de forma suave.

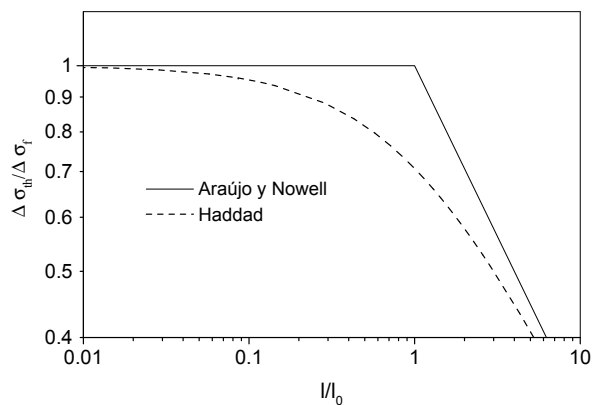


Figura 2.4: Diagrama de Kitagawa-Takahashi mediante dos aproximaciones distintas: la de Araújo y Nowell y la de Haddad.

Modificación del Factor de Intensidad de Tensiones

En este caso, con el fin de modelar el comportamiento de grietas cortas, se modificará el FIT en función de la longitud de la grieta, como propone Hattori [101]. Se obtendrá un $\Delta K_{efectivo}$ que será igual al original multiplicado por el cociente $\Delta K_{th\infty}/\Delta K_{th}(l)$, mayorando de este modo el FIT cuando la grieta es pequeña. Este cociente se puede obtener a partir de la modificación propuesta por Haddad, según la ecuación (2.28). De este modo se obtienen las leyes de propagación KH1 y KH2:

$$\mathbf{KH1} : \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\Delta K \cdot \sqrt{\frac{l+l_0}{l}} - \Delta K_{th\infty} \right)^n \quad (2.33)$$

$$\mathbf{KH2} : \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\left(\Delta K \cdot \sqrt{\frac{l+l_0}{l}} \right)^n - \Delta K_{th\infty}^n \right) \quad (2.34)$$

Por último, se proponen dos nuevas leyes que también modifican el FIT en función de la longitud de la grieta. Estas leyes son las denominadas KM1 y KM2, y vienen definidas según las siguientes expresiones:

$$\text{KM1 :} \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\Delta K \cdot \sqrt{\frac{l+m \cdot l_0}{l}} - \Delta K_{th\infty} \right)^n \quad (2.35)$$

$$\text{KM2 :} \quad \frac{dl}{dN} = C \left(\left(\Delta K \cdot \sqrt{\frac{l+m \cdot l_0}{l}} \right)^n - \Delta K_{th\infty}^n \right) \quad (2.36)$$

Como se puede comprobar, estas leyes son variaciones de las anteriores, en las que se han incluido el factor m , cuyo valor oscila entre 0 y 1. De hecho, el caso extremo en el que $m = 1$ se corresponde con las leyes anteriores, KH1 y KH2.

2.2.3. Combinación de iniciación y propagación

Este tipo de modelos realiza una estimación de la vida a fatiga combinando ambos procesos, iniciación y propagación. De este modo, la vida total será la suma de la vida de iniciación y la de propagación. La vida de iniciación se calculará a partir de las tensiones en la superficie o cerca de ella, mediante alguno de los criterios de iniciación mencionados en el apartado 2.2.1. La de propagación se calculará usando alguna de las leyes de propagación explicadas en el apartado 2.2.2.

La principal dificultad de estos modelos es determinar la longitud de iniciación de grieta, punto donde acaba una fase y empieza la otra. Dicha longitud de iniciación puede ser una longitud fija definida a priori o puede ser variable, distinta para cada caso y obtenida como resultado del modelo. A continuación se comentan las características principales de estos dos tipos de modelos.

Longitud de iniciación fija

En este tipo de modelo se toma como punto de transición entre la fase de iniciación y propagación un valor fijo determinado a priori, en función de la evidencia experimental. A continuación se detalla la metodología seguida por diversos autores para estimar la vida a fatiga. Se identifican cuatro pasos:

1. Definir la longitud de inicio de la propagación, l_p .

Szolwinski y Farris [107] y Araújo y Nowell [105] consideran un valor de $l_p=1$ mm. La elección de este valor como longitud de iniciación se basa en dos consideraciones. En primer lugar, en la mayoría de los casos analizados de contacto cilíndrico por estos autores, el semiancho de la zona de contacto se encontraba alrededor de 1.5 mm, por lo que el efecto de la zona de contacto sobre la grieta se puede considerar poco influyente a partir de 1mm de profundidad. En segundo lugar, la elección de un $l_p=1$ mm coincide con los trabajos llevados a cabo por Socie [209].

Por otro lado, Lykins et al. [210] se basan en el modelo descrito en [107] pero usan una longitud de iniciación de 0.380 mm que justifican por ser, aproximadamente, la grieta más pequeña detectable por la técnica no destructiva de corrientes inducidas.

2. Calcular la duración de la propagación, N_p , desde la longitud l_p hasta la rotura, conocidos los niveles de tensiones a los que se encuentra sometida la probeta y aplicando la mecánica de la fractura.

3. Calcular la vida de iniciación.

Esto se hace evaluando las tensiones a las que se encuentra sometida la probeta y utilizando la curva $\varepsilon - N$. Estas tensiones se pueden evaluar de distintas formas, figura 2.5.

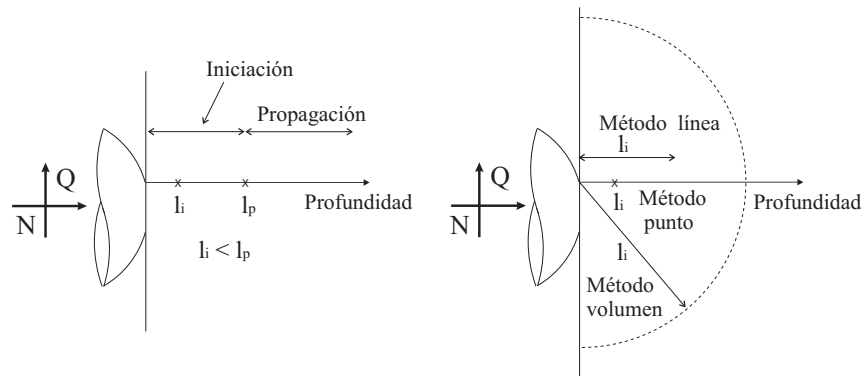


Figura 2.5: Definiciones de l_i y l_p .

Dependiendo de la forma de calcular las tensiones, se habla de distintos métodos:

- a) Método del punto: se evalúan las tensiones a una determinada profundidad l_i . Esta profundidad l_i ha sido tomada como nula por autores como Szolwinski y Farris [107] o Lykins et al. [210], o de unas decenas de micras por autores como Araújo y Nowell [105], basándose en resultados experimentales.

Sin embargo, con este método se evalúan las tensiones en un sólo punto, sin tener en cuenta el gradiente de tensiones que se produce en la zona de contacto. Por lo tanto, es discutible el hecho de que las tensiones evaluadas en la superficie o cerca de ella puedan definir el comportamiento hasta profundidades de 1 mm. Otra forma de evaluar las tensiones, que sí tiene en cuenta el gradiente de tensiones, es tomar su valor medio en un cierto espacio: una línea o un volumen.

- b) Método de la línea: se calcula la media de las tensiones a lo largo de una línea de longitud l_i .
- c) Método del volumen: se calcula la media de las tensiones en un volumen de un tamaño determinado, de dimensión característica l_i .

4. Calcular la vida total. Esta vendrá definida como la suma de la vida de iniciación y la de propagación: $N_T = N_i(l_i) + N_p(l_p)$.

En resumen, utilizando este método, la vida estimada depende en gran medida de la definición de los parámetros l_p y l_i , así como del modo de considerar las tensiones.

Longitud de iniciación variable

Este es el método de estimación de vida propuesto en esta tesis, ya presentado en una tesis anterior [211] y que deriva de un método propuesto por Socie et al. [212] para componentes con entallas bajo carga uniaxial. Se asume que el proceso de fatiga por fretting se divide en dos fases distintas, iniciación y propagación, gobernadas por dos mecanismos distintos. En cada punto, un mecanismo domina sobre el otro. Estos dos mecanismos son estudiados separadamente usando distintos criterios. El modelo combina ambos procesos, iniciación y propagación, definiendo una longitud de grieta inicial no arbitraria como resultado de dos elementos: el estado de tensiones en la zona de iniciación y las leyes de iniciación y propagación por fatiga.

El modelo supone que durante la fase de iniciación existe crecimiento de grieta, pero por un mecanismo diferente al del crecimiento de grietas largas. De este modo, la grieta va creciendo por sucesivas iniciaciones producidas inmediatamente delante del frente de grieta. Esto ocurre hasta que se alcanza una determinada profundidad, a partir de la cual es el mecanismo de propagación el que domina el crecimiento de la grieta.

Con objeto de tener en cuenta ambos procesos, iniciación y propagación, se estudian por separado. Para cada uno, se calcula una curva que relaciona la velocidad de crecimiento de grieta según el mecanismo estudiado, en función de la longitud de la grieta a lo largo del camino hipotético de la misma. Una vez calculadas, se combinan ambas curvas para obtener la vida estimada. A continuación se detalla la metodología seguida por el método:

1. Calcular la curva de la velocidad de crecimiento de grieta debida al mecanismo de iniciación, $(dl/dN|_i - l)$. Para calcular esta curva, se sigue el procedimiento presentado en la figura 2.6. En primer lugar, es necesario calcular, para cada punto a lo largo del camino hipotético de la grieta, el número de ciclos necesarios para iniciar la grieta. Para ello, del mismo modo que en el apartado 2.2.1, se calculan las tensiones y deformaciones en cada punto y se obtiene una tensión equivalente usando algún criterio de fatiga multiaxial. Con esta tensión equivalente y la curva $S - N$ del material se obtiene el número de ciclos de iniciación. Posteriormente se calcula la derivada a esta curva, $dl/dN|_i$, obteniéndose, de esta forma, algo que se puede asimilar a una velocidad de crecimiento por iniciación.

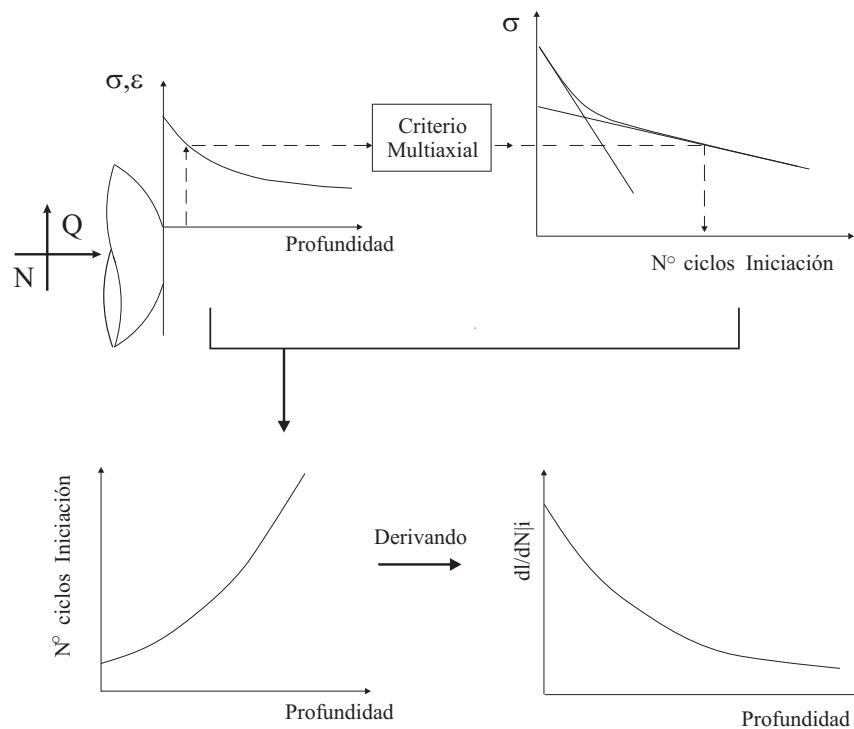


Figura 2.6: Obtención de la curva de velocidad de crecimiento por iniciación.

2. Calcular la curva de la velocidad de crecimiento de grieta debida al mecanismo de propagación, $(dl/dN|_p - l)$. Para el cálculo de esta curva, se aplica la MFEL siguiendo el procedimiento presentado en la figura 2.7. En primer lugar, del mismo modo que en el apartado 2.2.2, se calcula para cada punto a lo largo del camino hipotético de la grieta, las tensiones y, a partir de estas, el FIT. De este modo, se obtiene la curva $(\Delta K - l)$. A partir de esta curva y de la ley de crecimiento del material, $(dl/dN|_p - \Delta K)$, se obtiene la curva $(dl/dN|_p - l)$ buscada.

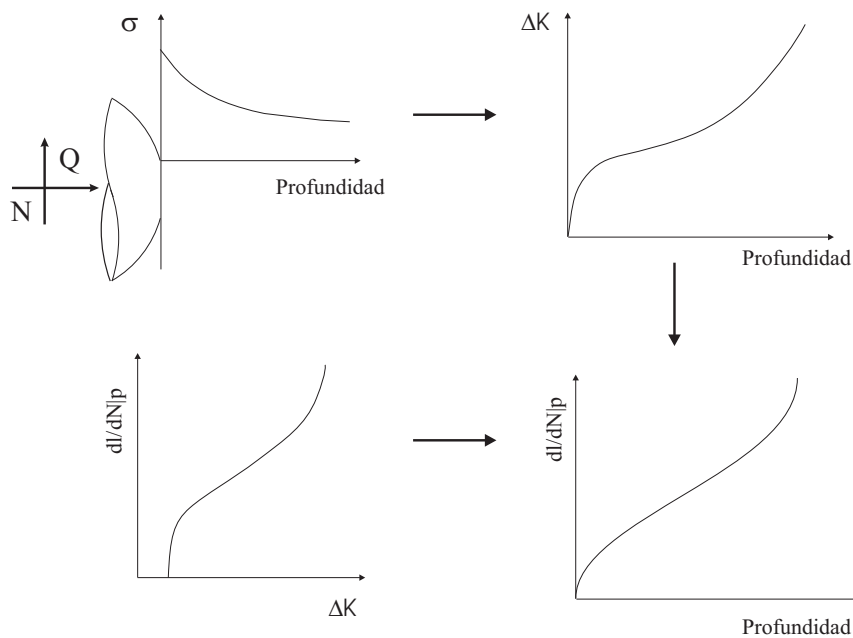


Figura 2.7: Obtención de la curva de velocidad de crecimiento por propagación.

3. Una vez calculadas las curvas de velocidad de crecimiento de grieta debidas a ambos mecanismos, iniciación y propagación, es necesario combinarlas de alguna forma para realizar la predicción de la vida a fatiga. En la figura 2.8 se presentan ambas curvas.

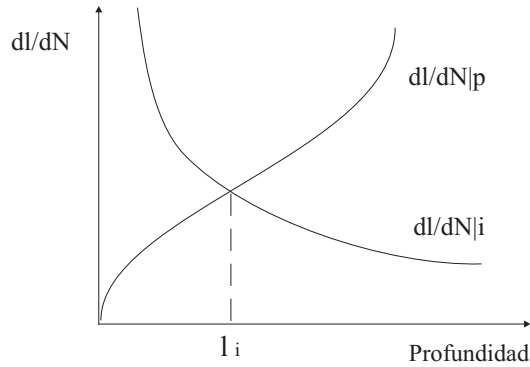


Figura 2.8: Curvas de velocidad de crecimiento debidas a los mecanismos de iniciación y propagación.

En dicha figura se observa que, en puntos cercanos a la superficie, la velocidad debida al mecanismo de iniciación, $dl/dN|_i$, es mucho mayor que la debida al de propagación, $dl/dN|_p$. Por lo tanto, cerca de la superficie el crecimiento de la grieta estará gobernado por el mecanismo de iniciación, siéndole más fácil crecer por este mecanismo que por el de propagación. Esto significa que, teniendo una grieta suficientemente pequeña de longitud l , tardaría menos en iniciarse una grieta en $l + \Delta l$ que propagarse la grieta existente una distancia Δl .

Sin embargo, a medida que aumenta la profundidad, la velocidad de crecimiento por iniciación, $dl/dN|_i$, decrece, mientras la debida al mecanismo de propagación, $dl/dN|_p$, aumenta. Por lo tanto, a una profundidad determinada las dos curvas se cruzan y a partir de ese momento la velocidad de crecimiento por propagación es mayor, pasando a ser el mecanismo de propagación el que domine el crecimiento de la grieta.

De acuerdo con Socie et al. [212], el punto de intersección de ambas curvas determina la longitud de iniciación, l_i . La vida de iniciación, N_i , será aquella que se corresponde con la de este punto, y la de propagación, N_p , se corres-

ponderará con el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde esa profundidad hasta la rotura final.

Para aplicar el método propuesto por Socie puede emplearse una metodología algo diferente, que hace más simple el cálculo. Esta metodología fue propuesta por Chen [213], y es numéricamente equivalente a la de Socie. Consta de dos pasos. En primer lugar, siguiendo el mismo procedimiento de la figura 2.6, se calcula el número de ciclos necesarios para iniciar una grieta a lo largo del camino que va a seguir la grieta, $N_i - l$. Por otro lado, para cada punto a lo largo del camino de la grieta, se calcula el número de ciclos necesario para propagar la grieta desde ese punto hasta la rotura, $N_p - l$, usando la teoría de la MFEL. Para ello es necesario obtener, con el procedimiento de la figura 2.7, la curva $(dl/dN|_p - l)$, e integrarla desde cada punto hasta la fractura final.

Así, para cada punto considerado se obtendrán unas vidas de iniciación y propagación, N_i y N_p . La suma de las curvas N_i y N_p en cada punto proporciona la vida total, N_T , que se obtendría si dicho punto fuera el de transición entre los mecanismos de iniciación y propagación, figura 2.9. El punto mínimo de la curva N_T proporciona la vida estimada, así como la longitud de iniciación, l_i .

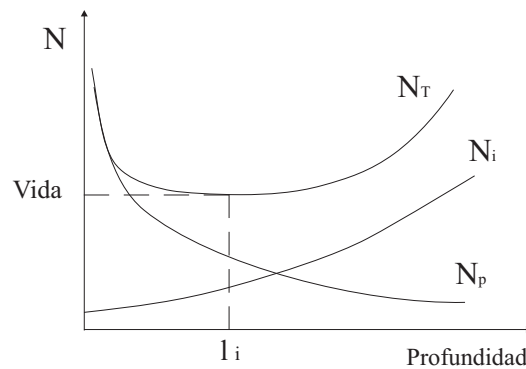


Figura 2.9: Curvas de iniciación, propagación y total.

Este punto coincide con el calculado usando el procedimiento anterior, como se demuestra a continuación. En la figura 2.9 se muestra que

$$N_T = N_i + N_p \quad (2.37)$$

En el mínimo de la curva N_T se cumple que la pendiente es nula:

$$\frac{dN_T}{dl} = 0 = \frac{dN_i}{dl} + \frac{dN_p}{dl} \quad (2.38)$$

cumpléndose, de este modo:

$$\frac{dN_i}{dl} = -\frac{dN_p}{dl} \quad (2.39)$$

El cociente del segundo miembro de la ecuación 2.39 es la derivada de la curva N_p en la figura 2.9, que tiene signo opuesto al de la velocidad de crecimiento, debido a que esta curva muestra el número de ciclos desde cada punto hasta el fallo final, que, naturalmente, decrece con la longitud de grieta.

Se demuestra, de este modo, que el punto donde se alcanza el mínimo de la curva N_T en la figura 2.9 coincide con el punto donde las velocidades de crecimiento de iniciación y propagación coinciden en la figura 2.8.

Un inconveniente de este método es que, aparentemente, presenta una incongruencia en el cálculo de la fase de iniciación. La razón es que, para el cálculo de la vida de iniciación, normalmente se utiliza una curva experimental $\varepsilon - N$ donde el número de ciclos N está definido, no como el de iniciación de una grieta, sino como el de rotura de la probeta. Sin embargo, tal y como demostró Dowling [197] en el caso de entallas, el error cometido no es importante si se tiene en cuenta que la curva $\varepsilon - N$ se obtiene para probetas sin entalla, es decir, sin gradiente

de tensiones, donde la mayor parte de la vida se corresponde con la iniciación de la grieta. En cualquier caso, si se considera que el error puede ser apreciable y se quieren tener mejores estimaciones de la vida, habrá que buscar curvas experimentales $\varepsilon - N$ para las que el número de ciclos, N , esté definido, no como el de rotura sino como el de iniciación de una grieta pequeña. Otra opción es la utilizada por McClung [214] que, a partir de la curva $\varepsilon - N$ obtenida de la rotura de probetas sin entallas, genera una nueva curva de iniciación, donde N es el número de ciclos necesarios para iniciar una grieta de una determinada longitud. Esto lo hace calculando el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde la longitud inicial hasta el fallo, y restar esta vida de propagación a la vida total obtenida experimentalmente de la curva $\varepsilon - N$. El gran inconveniente de esta opción es la necesidad de elegir un valor de iniciación de grieta, que se hace de forma arbitraria basándose en la experimentación.

Estimación de la evolución de grieta

Haciendo uso del modelo propuesto en esta tesis, de longitud de iniciación variable, se puede hallar la evolución de la profundidad de la grieta con el número de ciclos, figura 2.10.

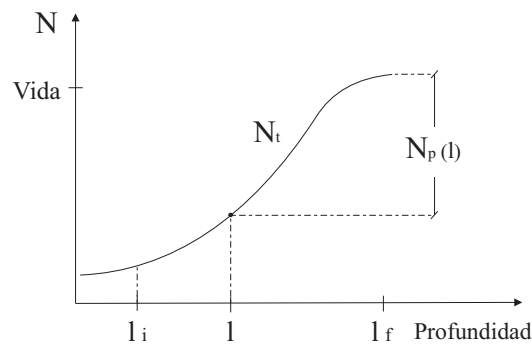


Figura 2.10: Curva de número de ciclos transcurridos.

El número de ciclos necesarios para obtener una grieta de una cierta longitud l , viene dado por la expresión

$$\begin{aligned} l < l_i & \quad N_t(l) = N_i(l) \\ l > l_i & \quad N_t(l) = N_i(l_i) + N_p|_{l_i}^l = Vida - N_p(l) \end{aligned} \quad (2.40)$$

Para longitudes menores que l_i , el número de ciclos transcurridos, $N_t(l)$, es igual al número de ciclos necesarios para iniciar la grieta, $N_i(l)$. Para longitudes mayores que l_i , el número de ciclos transcurridos viene dado por el número de ciclos necesarios para iniciar una grieta de una longitud l_i , más el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde dicha longitud hasta la longitud l . Esto equivale a restarle a la vida total obtenida, el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde la longitud l hasta el fallo final, $N_p(l)$, como se muestra en la figura 2.10.

Capítulo 3

Método experimental

Como se ha indicado en el primer capítulo, uno de los objetivos de esta tesis es un estudio experimental sobre fretting fatiga. Este estudio puede dividirse en dos partes. En primer lugar, se estudia el comportamiento a fatiga bajo condiciones de fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651. En segundo lugar, se analiza el efecto que dos tipos distintos de recubrimiento tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting de dicha aleación de aluminio. En este sentido, se han llevado a cabo una serie de ensayos de fretting fatiga a distintos niveles de carga, tanto en probetas sin recubrir como en probetas con los dos tipos distintos de recubrimiento utilizados. Los ensayos se han realizado con contacto esférico y bajo condiciones de deslizamiento parcial. En este capítulo se describirá en un principio el montaje experimental empleado para los ensayos de fretting fatiga. A continuación se definirá la geometría tanto de las probetas utilizadas como de los elementos de contacto y, por último, las propiedades mecánicas y tribológicas de la aleación de aluminio Al 7075-T651 y de ambos tipos de recubrimiento estudiados.

3.1. Montaje experimental

El montaje experimental utilizado para la realización de los ensayos de fretting fatiga es del mismo tipo que el de la figura 1.12-a. Este montaje experimental, mostrado en la figura 3.1, ha sido desarrollado en el Departamento de Ingeniería Mecánica y de los Materiales. Dicho montaje se basa en un puente de fretting rígidamente montado a una máquina servo-hidráulica de ensayos mecánicos. El puente de fretting queda unido a la máquina mediante el empotramiento de unas placas flexibles a cada uno de los lados del puente. Como se puede apreciar en la figura 3.1, la probeta se encuentra fijada por la parte superior a la célula de carga de la máquina y unida por la parte inferior al actuador de la misma. Por medio de este actuador, se somete a la probeta a una carga axial, que puede ser medida mediante la célula de carga correspondiente.

Por otra parte, gracias al puente de fretting, la probeta puede ser cargada lateralmente a cada uno de sus lados por dos elementos de contacto esféricos que le aplican una fuerza normal en las superficies de contacto. De este modo, existen dos zonas de contacto, una a cada lado de la probeta, denominadas zona A y zona B, como se muestra en la figura 3.1. La aplicación de las cargas normales se realiza mediante unos muelles y su medida se efectúa gracias a dos células de carga normal, una a cada lado. Tanto la aplicación como la medida de las fuerzas normales se realizan de forma independiente en cada uno de los lados. El puente de fretting dispone además de dos células de carga tangencial, una a cada lado, con el fin de medir las cargas tangenciales inducidas en cada una de las zonas de contacto. Dicha medida, al igual que en el caso de las cargas normales, se realiza de forma independiente en cada uno de los lados.

Gracias a este montaje, se pueden controlar los tres tipos de carga que intervienen en el ensayo, de forma independiente. Las cargas normales al contacto se controlan por medio de los muelles y la fuerza axial sobre la probeta se aplica mediante el actuador de la máquina de tracción.

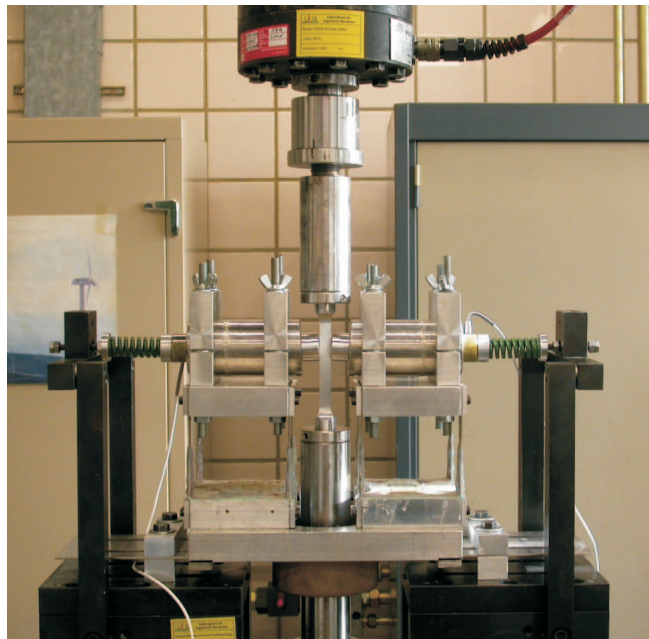
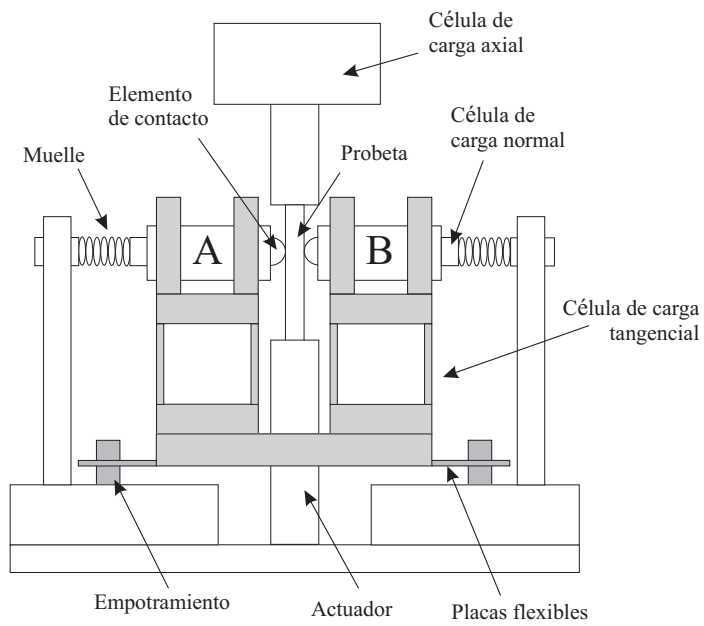


Figura 3.1: Montaje experimental.

Por último, los valores de las cargas tangenciales inducidas en el contacto se pueden controlar mediante la posición del empotramiento de las placas flexibles. De este modo, al disminuir la longitud libre de las placas, el sistema se rigidiza y, por lo tanto, se obtiene una mayor relación entre la cargas tangenciales inducidas y la carga axial aplicada.

Con el fin de realizar la adquisición en tiempo real de todas las variables involucradas en el ensayo, se ha utilizado el sistema de adquisición que se muestra esquematizado en la figura 3.2.

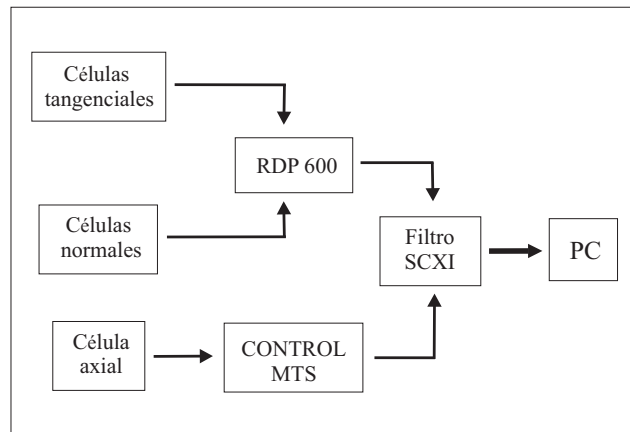


Figura 3.2: Sistema de adquisición.

En primer lugar, mediante las distintas células de carga definidas anteriormente, se realiza la medida de los tres tipos distintos de carga que intervienen en el ensayo: la carga axial aplicada sobre la probeta y las cargas normales y tangenciales en cada una de las zonas de contacto, A y B. El control MTS de la máquina de tracción recibe la medida de la célula de carga axial, gracias a la cual controla la carga axial aplicada. Por otro lado, el acondicionador de señal RDP 600 proporciona la tensión que alimenta a las células de carga normal y tangencial y recibe la señal de las medidas realizadas. A continuación, las señales provenientes

del acondicionador de señal RDP 600 y del control MTS pasan por un sistema de filtrado SCXI, con el fin de eliminar el ruido introducido por el conjunto de equipos. Por último, una vez filtrados los datos, pasan al ordenador a través de una tarjeta de adquisición.

A continuación se explica como se lleva a cabo un ensayo de fretting fatiga. En la figura 3.3 se muestran con más detalle las fuerzas a las que se encuentra sometida la probeta durante el ensayo.

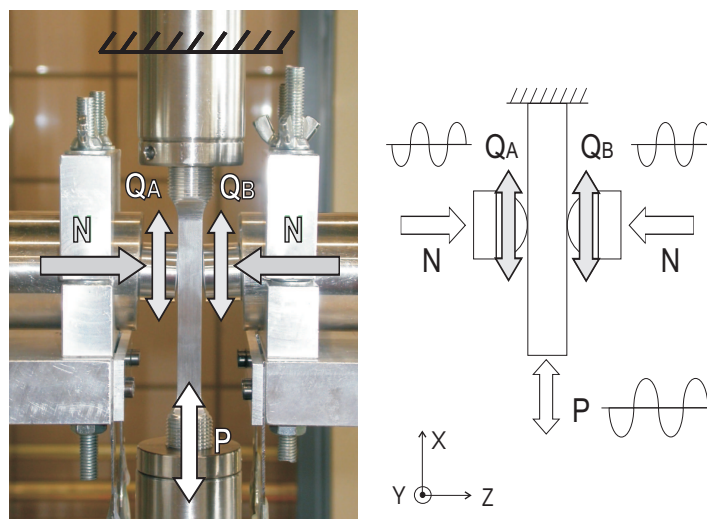


Figura 3.3: Cargas sobre la probeta.

Una vez fijada la probeta, se realiza el contacto entre los elementos de contacto esféricos y la probeta, mediante la aplicación de las cargas normales por medio de los muelles. Tras la aplicación de una carga normal constante, N , a cada uno de los lados, la probeta se somete a una carga axial cíclica, P , mediante el actuador de la máquina de tracción. 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. De este modo, la probeta se encuentra sometida a una carga axial, global a lo largo de toda la probeta y a unas cargas normales y

tangenciales, localizadas en las zonas de contacto. La figura 3.3 muestra el sistema de coordenadas elegido, al cual se hará referencia a lo largo de esta tesis. De este modo, el eje X coincide con la dirección de fretting y, por lo tanto, con la dirección axial de la probeta. El plano X-Y define la superficie de contacto y la dirección Z, la dirección perpendicular a la superficie de contacto, dirección de crecimiento de las grietas.

Los ensayos han sido realizados bajo control de carga a una frecuencia de aplicación de carga de 5 Hz. Todos los ensayos han sido llevados a cabo con la misma frecuencia de aplicación de carga con el fin de evitar la posible influencia de dicho parámetro sobre el coeficiente de rozamiento [215].

3.2. Probetas y elementos de contacto

Una de las geometrías más utilizadas en los ensayos de fretting es el contacto esférico, sección 1.4.4. Como se ha indicado, una de sus ventajas es que posee una expresión analítica para las tensiones bajo el contacto, hecho que permite el estudio sistemático del problema del fretting. Por esta razón, además de las distintas ventajas de carácter experimental que presenta esta geometría, se ha elegido el esférico como el tipo de contacto utilizado en los ensayos de esta tesis.

En la totalidad de los ensayos realizados se ha utilizado el mismo tipo de probetas y elementos de contacto. En la figura 3.4 se muestra la geometría de las probetas y de los elementos de contacto esféricos, debidamente acotada. Como se puede observar en dicha figura, la probeta tiene una sección cuadrada de 10x10 mm. Los extremos de la probeta son de sección circular, con una rosca de M20x1.5. Por otro lado, los elementos de contacto esférico tienen un radio de curvatura en la zona de contacto R de 100 mm. Tanto las probetas como los elementos de contacto han sido extraídos de barras extruidas de 48 mm de diámetro de una aleación de aluminio Al 7075-T651, cuyas propiedades se detallarán más adelante.

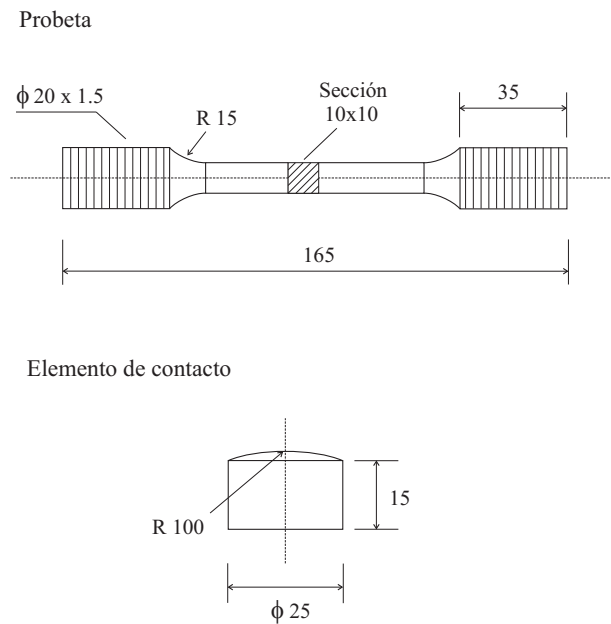


Figura 3.4: Geometría de probetas y elementos de contacto (cotas en mm).

3.3. Material base y tipos de recubrimiento

En esta sección se describen las propiedades del material base con el que se han fabricado las probetas y los elementos de contacto, además de los dos tipos de recubrimiento utilizados para mejorar el comportamiento a fatiga por fretting de dicho material base.

En primer lugar, las probetas y los elementos de contacto han sido fabricados a partir de una aleación de aluminio Al 7075-T651. El tratamiento térmico T651 corresponde a la aplicación de un tratamiento de solubilización de las partículas de segunda fase, seguido de un enfriamiento suficientemente rápido para mantenerlas en solución sólida, y una maduración para obtener una distribución fina y uniforme de estas partículas, confiriendo a la aleación una alta resistencia mecánica. La tabla 3.1 muestra la composición química de la aleación de aluminio Al 7075-T651.

Tabla 3.1: Composición química de la aleación Al 7075-T651 (% en peso).

	% Si	% Fe	% Cu	% Mn	% Mg	% Cr	% Zn	% Ti	% Otros
max	0.4	0.5	2	0.3	2.9	0.28	6.1	0.2	0.05
min			1.2		2.1	0.18	5.1		

En segundo lugar, se presentan los recubrimientos superficiales elegidos para mejorar la resistencia a fatiga por fretting. En la elección de un recubrimiento superficial apropiado para reducir la fatiga por fretting, un factor importante es la reducción del coeficiente de rozamiento entre las superficies en contacto. En este sentido, ha sido comprobado experimentalmente por Lindley [216] que la introducción de lubricantes en el recubrimiento superficial, como el politetrafluoretileno (PTFE) o el bisulfuro de molibdeno, mejora las prestaciones frente a la fatiga por fretting en aleaciones de aluminio. Además, la selección del recubrimiento viene condicionada por el tipo de material base a proteger. En este caso, dadas las características de la aleación de aluminio Al 7075-T651 y del tratamiento térmico aplicado, existe una importante limitación a la hora de elegir el recubrimiento a aplicar: la aplicación de un recubrimiento que implicase un calentamiento a una temperatura igual o superior a la de maduración provocaría una merma considerable en la resistencia mecánica. Por lo tanto, la máxima temperatura permitida en el proceso de aplicación del recubrimiento debe ser inferior a 160°C .

Considerando los factores y las limitaciones expuestas, se han seleccionado dos tipos diferentes de recubrimientos superficiales, que se detallan a continuación:

1) Tratamiento *Nituff*[®] de 50 μm de espesor, consistente en un anodizado duro con partículas de PTFE.

El tratamiento *Nituff*[®] es un proceso comercial patentado por Nimet Industries Inc., que combina la aplicación de un anodizado duro con la introducción controlada de partículas lubricantes de politetrafluoretileno (PTFE).

El proceso de anodizado es aplicable a cualquier aleación de aluminio y con-

siste en una oxidación controlada de la superficie del elemento, obteniéndose una capa protectora de óxido de aluminio. Dicho proceso permite obtener capas de distinto espesor, desde algunas micras en tratamientos de protección, hasta más de 100 micras en procesos de endurecimiento superficial como el anodizado duro.

Así, mediante este tratamiento se obtiene una capa de 50 μm de espesor de óxido de aluminio e introduce, bajo condiciones controladas, partículas de PTFE en la capa de óxido formada, dando como resultado una superficie autolubrificante de gran dureza en la que las partículas poliméricas de PTFE forman parte integral.

2) Capa de 1.2 μm de Bisulfuro de molibdeno modificado con carburo de tungsteno ($\text{MoS}_2\text{-WC}$).

Este recubrimiento ha sido aplicado mediante la técnica de deposición física de vapor (PVD) por pulverización catódica. Esta técnica se basa en la formación de un vapor del material que se pretende depositar, mediante pulverización catódica, es decir, por bombardeo de dicho material por iones energéticos. Los átomos pulverizados no están en su estado de equilibrio termodinámico, por lo que tienden a condensarse al chocar con cualquier superficie, dando como resultado la deposición del material pulverizado en todas las superficies de la cámara de pulverización. Este fenómeno se usa de forma extensiva en la industria para depositar películas finas sobre un sustrato. Una ventaja importante de la pulverización catódica como técnica de deposición es que las películas depositadas tienen la misma concentración que el material base.

Las capas de MoS_2 producidas por pulverización catódica tienen muy baja fricción en vacío, pero se degradan con relativa facilidad por oxidación bajo condiciones atmosféricas, especialmente en ambientes con alta humedad. Esto imposibilita su uso en aplicaciones industriales que requieran de alta

durabilidad. Con el fin de mejorar su resistencia a la oxidación y, por tanto, sus propiedades tribológicas en condiciones ambientales, se han estudiado capas de MoS_2 modificadas con carburo de tungsteno, obteniéndose un aumento considerable en su durabilidad. La técnica de PVD por pulverización catódica permite producir capas modificadas de MoS_2 con un tamaño de partícula submicrosmétrico, de naturaleza amorfa y de alta densidad, sin aparición de poros. Estos recubrimientos presentan una alta adherencia y cohesión. La aplicación de este tipo de recubrimiento a las probetas ha sido realizada por la Fundación INASMET.

3.4. Propiedades

En este apartado se definen las propiedades tanto del material base como de los dos tipos de recubrimiento usados. Para caracterizar su comportamiento mecánico y tribológico, se ha realizado una serie de ensayos, que se detalla a continuación.

3.4.1. Propiedades mecánicas

Con el fin de obtener las propiedades mecánicas de la aleación de aluminio Al 7075-T651, se ha realizado una serie de ensayos de tracción sobre probetas cilíndricas de 9 mm de diámetro, fabricadas con dicho material. Estas probetas han sido extraídas de las mismas barras extruidas de 48 mm de diámetro de las que se han obtenido las probetas de fretting. Estos ensayos sólo han sido realizados sobre probetas sin recubrir, debido a que la aplicación de los recubrimientos no afecta en modo alguno a las propiedades de tracción, pues la microestructura no resulta alterada. Esta serie de ensayos de tracción se ha realizado según la norma ASTM E8M-04 [217]. Siguiendo las recomendaciones de esta norma, se ha obtenido el límite elástico, el de rotura y el módulo de elasticidad. El valor del coeficiente de Poisson ha sido obtenido de la bibliografía. La tabla 3.2 muestra las propiedades mecánicas de la aleación de aluminio Al 7075-T651.

Tabla 3.2: Propiedades mecánicas de la aleación Al 7075-T651.

Límite elástico	σ_y	503 MPa
Límite de rotura	σ_u	572 MPa
Módulo de Young	E	71 GPa
Coefficiente de Poisson	ν	0.33

3.4.2. Propiedades de fatiga

Para la obtención de las propiedades de fatiga de la aleación de aluminio Al 7075-T651, se han llevado a cabo unas series de ensayos de fatiga sobre probetas cilíndricas de 9 mm de diámetro, extraídas de las mismas barras extruidas de 48 mm de diámetro de la que se han obtenido las probetas de fretting. En este caso, debido a que la resistencia a fatiga del material base puede verse afectada por la aplicación de los recubrimientos, se han realizado tres series de ensayos: una sobre probetas sin recubrir, otra sobre probetas recubiertas con *Nituff*[®] y una última sobre probetas recubiertas con *MoS₂-WC*. Los ensayos de fatiga se han llevado a cabo según la norma ASTM E466-96 [218]. Han sido efectuados a temperatura ambiente, aplicando una carga cíclica sinusoidal con un coeficiente de asimetría $R = -1$, y una frecuencia de 15 Hz. A partir de los resultados de los ensayos, se ha obtenido la curva de fatiga $S-N$ para los tres casos estudiados, según la norma E468-90 [219]. La curva $S-N$ viene definida por la ecuación

$$\frac{\Delta\sigma}{2} = \sigma'_f (2N_f)^b \quad (3.1)$$

La figura 3.5 muestra las curvas de fatiga para los tres casos ensayados, y la tabla 3.3, los coeficientes de dichas curvas. Como se aprecia, se han utilizado las curvas de fatiga $S-N$, que representan únicamente la parte elástica de las tensiones. Esto se debe a que en el modelado del problema se ha realizado un cálculo elástico de las tensiones, partiendo de la hipótesis de que las deformaciones plásticas producidas en los ensayos son despreciables frente a las deformaciones elásticas.

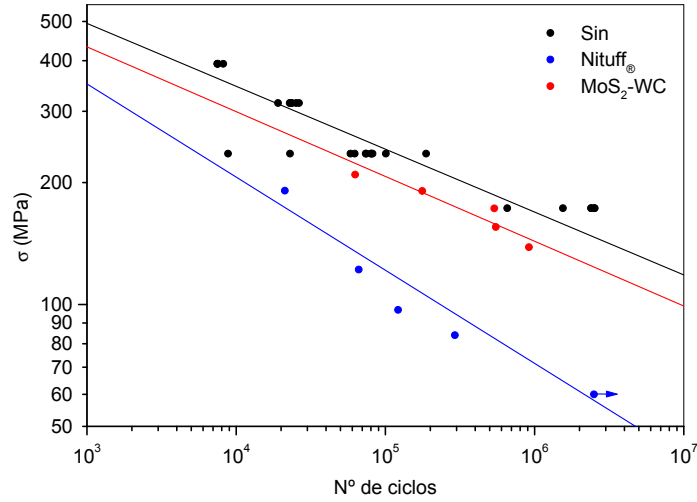


Figura 3.5: Curva de fatiga de Al 7075-T651 ($R = -1$), para los tres casos ensayados.

Tabla 3.3: Propiedades de fatiga de Al 7075-T651 ($R = -1$), para los tres casos ensayados.

		Sin recubrir	<i>Nituff</i> ®	<i>MoS₂-WC</i>
Coefficiente de resistencia a fatiga	σ'_f	1610 MPa	2013 MPa	1460 MPa
Exponente de resistencia a fatiga	b	-0.1553	-0.23	-0.160

De estos resultados se concluye que ambos recubrimientos reducen la resistencia a fatiga, siendo este efecto especialmente acusado en el caso del *Nituff*®.

3.4.3. Velocidad de crecimiento de grieta

Los ensayos para caracterizar la velocidad de crecimiento de grieta de la aleación de aluminio Al 7075-T651 se han realizado sobre probetas tipo compact, extraídas de las mismas barras extruidas de 48 mm de diámetro de la que se han obtenido las probetas de fretting. Teniendo en cuenta que la aplicación de los recubrimientos no afecta en modo alguno a la velocidad de crecimiento de la grieta,

ya que la microestructura queda inalterada, estos ensayos se han realizado únicamente sobre el material base sin recubrir. Los ensayos se han llevado a cabo según la norma ASTM E647-05 [220], aplicando una carga cíclica sinusoidal con un coeficiente de asimetría $R = 0.1$, y una frecuencia de 15 Hz. A partir de estos ensayos, se ha obtenido la ley de crecimiento (ley de Paris) para la aleación de aluminio Al 7075-T651, que viene definida por la ecuación

$$\frac{dl}{dN} = C\Delta K^n \quad (3.2)$$

En la tabla 3.4 se presentan los coeficientes de dicha ley.

Tabla 3.4: Ley de Paris para la aleación Al 7075-T651, $R = 0.1$.

Coficiente (ciclos/m, $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	C	$4.83 \cdot 10^{-11}$
Exponente	n	3.517

3.4.4. Coeficiente de rozamiento

Un parámetro fundamental en un problema de fretting es el coeficiente de rozamiento entre las superficies en contacto, debido a que una variación de este parámetro provoca una variación sobre las tensiones en el contacto y, por lo tanto, en la vida a fatiga por fretting [215]. Así, es necesario una correcta medida del coeficiente de rozamiento, μ , entre las superficies de contacto, por lo que se han llevado a cabo tres series de ensayos para su medida, para los tres casos estudiados: una sobre probetas sin recubrir, otra sobre probetas recubiertas con *Nituf*[®] y otra sobre probetas recubiertas con *MoS₂-WC*.

Para medir el coeficiente de rozamiento se ha utilizado el mismo montaje experimental que en los ensayos de fretting, figura 3.1. A continuación se describe brevemente el procedimiento seguido [215]. Manteniendo constante la carga normal, N , se aumenta lentamente la amplitud de la carga axial, P , y con ello la de la carga tangencial, Q , de forma que no se produzca el deslizamiento global. De esta

forma, los puntos del contacto que se encuentran en deslizamiento parcial van aumentando progresivamente su coeficiente de rozamiento. Durante el ensayo a veces se produce el deslizamiento global temporal, aunque rápidamente se recupera el estado de deslizamiento parcial. Esto ocurre hasta que se alcanza el máximo valor de μ a partir del cual se produce el deslizamiento global permanente. Por lo tanto, el valor del coeficiente de rozamiento en la zona de deslizamiento vendrá dado por el cociente Q/N , justo antes del deslizamiento global definitivo.

Todos los ensayos para la medida de μ se han realizado a una frecuencia de aplicación de carga de 5 Hz, la misma frecuencia que en los ensayos de fretting. La razón es evitar la influencia de la frecuencia sobre el valor del coeficiente de rozamiento [215]. 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 figura 3.6 se muestran los valores de μ obtenidos para distintos números de ciclos y para los tres casos estudiados.

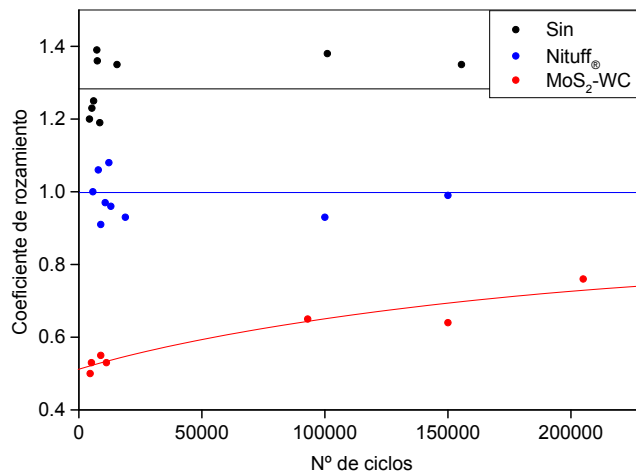


Figura 3.6: Coeficiente de rozamiento de Al 7075-T651, para los tres casos ensayados

Se observa que tanto en el caso del aluminio 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 larga duración, en parte de la zona de contacto el desgaste alcanza el sustrato y el valor de μ obtenido es mayor, como se aprecia en la figura 3.6. 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 [215]. Aunque es necesario señalar que en ninguno de los ensayos realizados se ha producido el desgaste completo del recubrimiento en la zona de contacto, por lo que las variaciones del coeficiente de rozamiento no serán excesivas.

La tabla 3.5 muestra los valores medios de μ para cada recubrimiento. En ella se advierte que la aplicación de cualquiera de los recubrimientos reduce el valor del coeficiente de rozamiento, con respecto al del aluminio sin recubrir. Este efecto es especialmente acusado en el caso del *MoS₂-WC*, que reduce el valor de μ casi a la mitad. Esta disminución del valor de μ es beneficiosa debido al hecho de que produce una reducción de las tensiones en la zona de contacto.

Tabla 3.5: Coeficiente de rozamiento de Al 7075-T651, para los tres casos estudiados.

	Sin recubrir	<i>Nituff</i> [®]	<i>MoS₂-WC</i>
Coefficiente de rozamiento, μ	1.25	1	0.65

3.4.5. Tensiones residuales

En cualquier intento de predecir la vida a fatiga por fretting es necesario tener en cuenta la posible existencia de tensiones residuales en las probetas de ensayo. Estas tensiones residuales pueden haber sido producidas por distintos procesos: en la obtención del material base, en el proceso de mecanizado para la fabricación

de las probetas o, en el caso de las probetas recubiertas, durante la aplicación del recubrimiento. Las tensiones residuales, en caso de existir y de tener un valor considerable, pueden afectar de forma importante a las propiedades de fatiga del material. Por este motivo, se ha realizado una serie de medidas de dichas tensiones residuales, tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas recubiertas. Las medidas se han realizado utilizando el método del agujero ciego, siguiendo las indicaciones de la norma ASTM E837-01 [221]. El análisis de los resultados obtenidos en las medidas se ha realizado utilizando el método de cálculo integral [222]. Para el cálculo de las tensiones se han utilizado las propiedades mecánicas del material base. Por lo tanto, los resultados obtenidos serán fiables siempre y cuando no exista mucha diferencia de propiedades elásticas entre el recubrimiento y el sustrato. Este hecho queda demostrado en el análisis tribológico realizado a los recubrimientos (tabla 3.6), donde se aprecia que la diferencia entre los módulos elásticos es pequeña, del 7% en el caso del MoS_2 -WC y del 18% en el *Nituff*[®]. La gráfica 3.7 presenta los resultados obtenidos en las medidas.

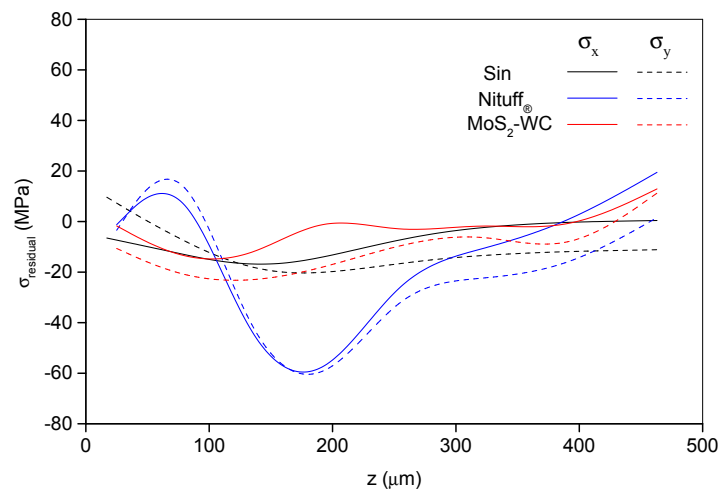


Figura 3.7: Tensiones residuales, σ_x y σ_y , en función de la profundidad, para los tres casos ensayados

Esta gráfica muestra, en función de la profundidad, las tensiones residuales en las direcciones x e y (σ_x y σ_y), hasta las 500 μm de profundidad. Para cada uno de los casos, se han realizado tres medidas en distintas zonas de la probeta, presentándose en la gráfica un valor medio de dichos resultados.

A la vista de los resultados se puede concluir que, en todos los casos, las tensiones residuales producidas son lo suficientemente pequeñas como para poder despreciarlas a la hora de calcular la vida a fatiga por fretting. Además, hay que destacar que los resultados obtenidos son conservativos, ya que las tensiones residuales obtenidas son mayores a las reales. Esto es debido a que dichas tensiones han sido calculadas con el módulo de elasticidad del material base, que es mayor que los de ambos recubrimientos.

3.4.6. Tamaño de grano

En un problema de fatiga, el tamaño de grano juega un papel importante, por lo que se hace imprescindible la medida de este parámetro. Para ello, se ha medido el tamaño de grano en la dirección perpendicular a la superficie, que es la dirección preferente de crecimiento de la grieta, según la norma ASTM E112-96 [223]. Siguiendo las recomendaciones de esta norma se ha obtenido un tamaño de grano de 50 μm .

3.4.7. Propiedades tribológicas

Para la caracterización tribológica de los recubrimientos empleados y su comparación con la aleación de aluminio sin recubrir, se han efectuado una serie de ensayos por parte de la Fundación INASMET [224].

En primer lugar se han realizado unos ensayos de desgaste para cuantificar la resistencia al desgaste de cada recubrimiento y del material base. Para ello se ha utilizado el método varilla sobre disco (pin-on-disk), siguiendo las indicaciones de la norma ASTM G99-05 [225]. Por otro lado se ha determinado la rugosidad sobre las probetas utilizadas, para los tres casos estudiados. Por último, se ha medido

para los tres casos, la microdureza bajo una carga máxima de 10 mN con una punta Vickers, siguiendo la norma ASTM E92-82 [226]. A partir de las curvas de carga y descarga del ensayo de microdureza, se ha obtenido el módulo de Young del material base y de ambos recubrimientos, según el método de Oliver y Pharr [227].

En la tabla 3.6 se presentan los valores de la velocidad de desgaste, la anchura de la huella en el disco tras el ensayo, la rugosidad de las probetas y el módulo de Young. Para completar las propiedades de los recubrimientos, se han incluido los valores del coeficiente de Poisson, obtenidos de la literatura [228].

Tabla 3.6: Propiedades tribológicas de Al 7075-T651, para los tres casos estudiados

	Sin recubrir	<i>Nituff</i> [®]	<i>MoS₂-WC</i>
Velocidad de desgaste ($mm^3/N.m$)	$7.75 \cdot 10^{-5}$	$1.11 \cdot 10^{-3}$	$8.76 \cdot 10^{-7}$
Anchura de huella (μm)	486	1555	152
Rugosidad, R_a (μm)	0.65	1.5	0.7
Módulo de Young, E (GPa)	71	58	66
Coefficiente de Poisson, ν	0.33	0.25	0.25

En esta tabla se presentan las propiedades tribológicas de las probetas. En cuanto a los elementos de contacto, las propiedades son las del material base sin recubrir, salvo en el caso de la rugosidad superficial. Al contrario que las probetas, los elementos de contacto han sido pulidos hasta alcanzar una rugosidad de valor $R_a \simeq 0.05 \mu m$.

Como se puede observar en la tabla 3.6, ambos recubrimientos incrementan la rugosidad del material base. Este aumento es casi inapreciable en las muestras recubiertas con *MoS₂-WC* ($R_a = 0.7 \mu m$), pero en el caso del *Nituff*[®] el valor de la rugosidad se duplica ($R_a = 1.5 \mu m$).

Las probetas recubiertas con *Nituff*[®] presentan una velocidad de desgaste muy superior a la del aluminio sin tratar. Una posible explicación al gran desgaste sufrido podría hallarse en la combinación de la alta rugosidad que tiene la superficie del recubrimiento con una dureza no muy alta. El gran desgaste sufrido se

ve corroborado por la anchura de la huella en el disco recubierto con *Nituff*[®], de 1555 μm , tres veces superior a las obtenidas en el caso del material base sin recubrir.

Los discos de aluminio recubiertos con *MoS₂-WC* presentan una velocidad de desgaste varios órdenes de magnitud menor al del aluminio sin recubrir. Esto se debe a la baja rugosidad presentada unida a la alta dureza de este recubrimiento. El pequeño desgaste presentado por este recubrimiento se refleja en la anchura de la huella en el disco recubierto con *MoS₂-WC* (152 μm , frente a las 486 μm del disco de aluminio sin recubrir).

Como conclusión, a raíz del estudio tribológico realizado, se puede afirmar que el recubrimiento de *MoS₂-WC* es el que mejores propiedades tribológicas ofrece: el desgaste medido es varios órdenes de magnitud inferior al del aluminio sin tratar y su coeficiente de rozamiento es la mitad que el del material sin recubrir. Por contra, el tratamiento de *Nituff*[®] aplicado no tiene propiedades tribológicas tan buenas: aunque el coeficiente de rozamiento es menor al del Al sin tratar, presenta un desgaste muy superior.

Capítulo 4

Resultados experimentales

En este capítulo se presentará un estudio experimental de fretting fatiga realizado sobre la aleación de aluminio Al 7075-T651. Como ya se ha comentado anteriormente, dicho estudio se puede dividir en dos partes: por un lado, se analiza el comportamiento a fatiga por fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651 y, por otro, el efecto que dos tipos distintos de recubrimiento tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting de dicha aleación. Con este fin, se han diseñado unas series de ensayos con distintos niveles de carga, que serán descritos a lo largo de este capítulo. Como se detallará más adelante, existen varios tipos de ensayos: los que se han realizado únicamente sobre probetas sin recubrir, y los que se han realizado tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas recubiertas. Todos los ensayos se han llevado a cabo con contacto esférico y bajo condiciones de deslizamiento parcial, siguiendo el método experimental descrito en el capítulo 3. En dicho capítulo, se definieron tanto la configuración del contacto (tipo de contacto y dimensiones de probetas y de elementos de contacto), como las propiedades del material base y de los dos tipos de recubrimiento utilizados.

4.1. Planificación de los ensayos

En un ensayo de fretting fatiga intervienen tres tipos distintos de carga: la carga axial aplicada sobre la probeta y las cargas normal y tangencial de contacto. Las distintas cargas pueden ser controladas de forma independiente, por lo que se puede analizar el efecto de cada una sobre la resistencia a fatiga por fretting. De este modo, se ha diseñado una serie de ensayos en los que se varían los valores de la tensión axial sobre la probeta, σ , y de la carga tangencial inducida en la zona de contacto, Q . El valor de la carga normal al contacto, N , se ha elegido en todos los ensayos de modo que la relación Q/N tenga un valor constante de 0.5. De este modo, se puede analizar de forma independiente la influencia que la tensión axial y la carga tangencial tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting. Tal y como se ha señalado en el capítulo 3, en un ensayo de fretting fatiga se distinguen dos zonas de contacto, una a cada lado de la probeta, denominadas zona A y zona B (figura 3.1). En ambas zonas, tanto la tensión axial, σ , como la carga normal, N , tienen el mismo valor. Sin embargo, entre los valores de las cargas tangenciales a uno y otro lado, Q_A y Q_B , existe una pequeña diferencia, debida a imprecisiones del montaje. Esta pequeña diferencia, unida a la aleatoriedad del proceso de fatiga, es suficiente para que la grieta se inicie y propague antes en uno de los lados, provocando finalmente el fallo. La figura 4.1 muestra la superficie de rotura de uno de los ensayos realizados. En ella se puede observar que se inician grietas en ambas zonas de contacto, aunque sólo la grieta de uno de los lados es la que causa la fractura final de la probeta. A esta grieta se le ha denominado "grieta principal". En el lado opuesto se observa una "grieta secundaria" con forma semielíptica, de ancho $2b$ y profundidad l . La figura muestra los puntos de iniciación de ambas grietas y, aunque no se aprecia con claridad, en la zona inicial las grietas aparecen inclinadas para luego crecer de forma perpendicular a la superficie. En la mayoría de los ensayos, las grietas secundarias poseen unos tamaños considerables, que hace que estén próximas al fallo final. Esto induce a pensar que ambas grietas, principal y secundaria, se inician prácticamente al mismo tiempo.

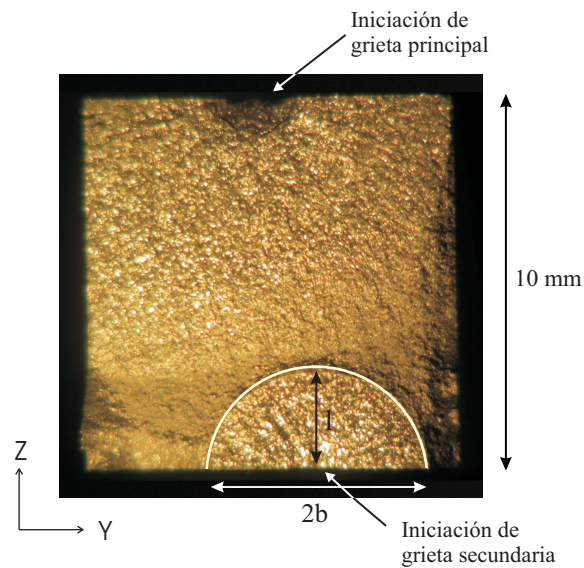


Figura 4.1: Superficie de rotura de uno de los ensayos.

A continuación se presentan las distintas series de ensayos que han sido diseñadas para el estudio experimental sobre fretting fatiga. En la figura 4.2 se muestra un cuadrante con todo el conjunto de ensayos realizados. En dicha gráfica se representa la tensión axial, σ , en MPa, frente a la carga tangencial, Q , en N. El rango de la tensión axial empleada en los distintos ensayos está comprendido entre 40 y 112 MPa, mientras que el de la carga tangencial, entre 20 y 210 N. En cuanto a los valores de la carga normal, N , como ya se ha comentado, se ha elegido de modo que la relación Q/N sea 0.5. Los rangos de cargas han sido elegidos de forma que las vidas a fatiga obtenidas se encuentren en un amplio rango, entre $2 \cdot 10^5$ y $2 \cdot 10^6$ ciclos. Tiene especial importancia la zona de bajos niveles de cargas, ya que es la zona crítica donde se encuentra lo que denominaremos "límite de fatiga por fretting" (LFF).

Los ensayos realizados se pueden agrupar en cuatro tipos. En primer lugar, los ensayos que han terminado con el fallo de la probeta. Parte de estos ensayos han sido realizados tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas con los

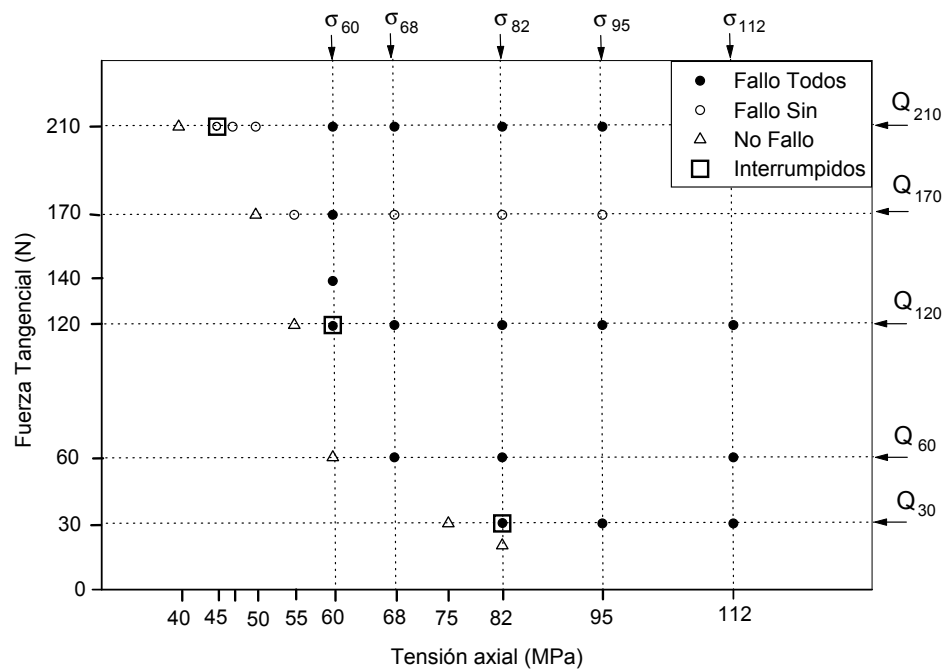


Figura 4.2: Programa de ensayos.

dos tipos de recubrimiento (tres ensayos por cada configuración de carga). Este primer grupo de ensayos es denominado en la gráfica como *"Fallo Todos"*. Por otro lado, el grupo de ensayos denominado *"Fallo Sin"* hace referencia a ensayos que se han realizado únicamente sobre probetas sin recubrir y que han terminado con el fallo final. En el tercer grupo de ensayos, denominado *"No Fallo"*, se incluyen los ensayos que no han terminado con el fallo de la probeta debido a que han sido interrumpidos tras $5 \cdot 10^6$ ciclos. Este número de ciclos es lo suficientemente alto como para suponer vida prácticamente infinita, dada la pequeña pendiente de la curva $S - N$ a ese número de ciclos. Este tipo de ensayo se ha llevado a cabo únicamente sobre probetas sin recubrir. Por último, se presenta el grupo de ensayos denominado *"Interrumpidos"*, que se ha realizado únicamente sobre probetas sin recubrimiento. En este grupo de ensayos, para cada configuración de cargas, se han realizado varios ensayos que han sido interrumpidos después de distintos números

de ciclos. El fin de este último grupo de ensayos es estudiar, a lo largo de la vida de la probeta, la evolución de la profundidad de la grieta en función del número de ciclos, desde su iniciación hasta la rotura final.

Como se puede apreciar en el cuadrante (figura 4.2), los niveles de cargas de los ensayos han sido escogidos de forma que estos puedan ser agrupados en distintas series, en las que permanece constante la tensión axial, σ , o la carga tangencial, Q , con el objeto de analizar de forma independiente el efecto de cada tipo de carga sobre la resistencia a fatiga por fretting. Estas series de ensayos, obtenidas al mantener constante uno de los dos tipos de carga, se muestran en la figura 4.2 mediante puntos alineados. Así, manteniendo constante la carga tangencial, se obtienen cinco series de ensayos distintas, denominadas por la letra Q con un subíndice que representa el valor de la carga tangencial, en N. Este primer grupo está compuesto por las siguientes series de ensayos: Q_{210} , Q_{170} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} . Por otro lado, manteniendo constante la tensión axial, σ , se obtienen otras cinco series de ensayos distintas, denominadas por la letra σ con un subíndice que representa el valor de la tensión axial, en MPa. En este caso, el grupo se compone de las siguientes series de ensayos: σ_{112} , σ_{95} , σ_{82} , σ_{68} y σ_{60} .

4.2. Influencia entre grietas principal y secundaria

Un aspecto importante a tener en cuenta es la influencia de la existencia de una grieta secundaria en la propagación de la grieta principal y viceversa. Para realizar la estimación de la vida a fatiga de los ensayos realizados se debe calcular el campo tensional y, a partir de este, el factor intensidad de tensiones (FIT), que es el parámetro que gobierna el proceso de propagación.

Para dichos cálculos se utilizará la función de peso propuesta por Bueckner [207] para una grieta pasante, tal y como se muestra en la figura 2.2. Posteriormente se modificará el FIT con un factor ϕ (ecuación 2.24), que tiene en cuenta la forma semi-elíptica de la grieta, figura 2.3. Por lo tanto, el problema se modela como una

grieta de borde tridimensional creciendo en un espacio finito con un determinado espesor, despreciando de este modo el hecho de que realmente existen dos grietas, una en cada zona de contacto, que se afectan entre sí.

Antes de modelar el problema de esta forma es necesario estimar el orden de magnitud del error cometido al despreciar el efecto de las grietas entre sí. Para ello, se ha analizado el caso particular de uno de los ensayos que se ha llevado a cabo en esta tesis, denominado 82-60 (Sin) más adelante, y que rompió tras 722298 ciclos. Dicho problema se muestra esquematizado en la figura 4.3.

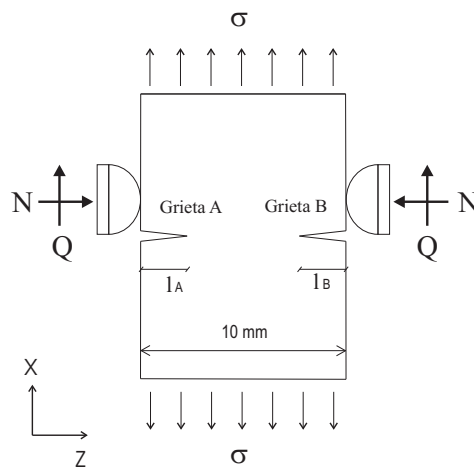


Figura 4.3: Probeta con una grieta en cada zona de contacto. Valores de cargas aplicadas: $N = 120$ N, $Q = 60$ N, $\sigma = 82$ MPa.

Se trata de una probeta con una grieta en cada una de las zonas de contacto, sometida a un determinado conjunto de cargas. Haciendo uso del Método de los Elementos de Contorno (MEC), se ha realizado un modelo bidimensional de la sección central de la probeta, correspondiente al eje de simetría del contacto ($y = 0$), que es la sección crítica en la que se alcanzan mayores niveles de tensión. Utilizando el MEC se calculará el campo tensional y, a partir de este, el FIT para cada una de las grietas, en función de su longitud. Para realizar estos cálculos es necesario conocer en cada instante las longitudes de ambas grietas, por lo que

previamente es necesario estimar de algún modo la evolución de la longitud de ambas grietas con el número de ciclos. La figura 4.4 muestra una estimación de la evolución con el número de ciclos de las longitudes de ambas grietas, A y B.

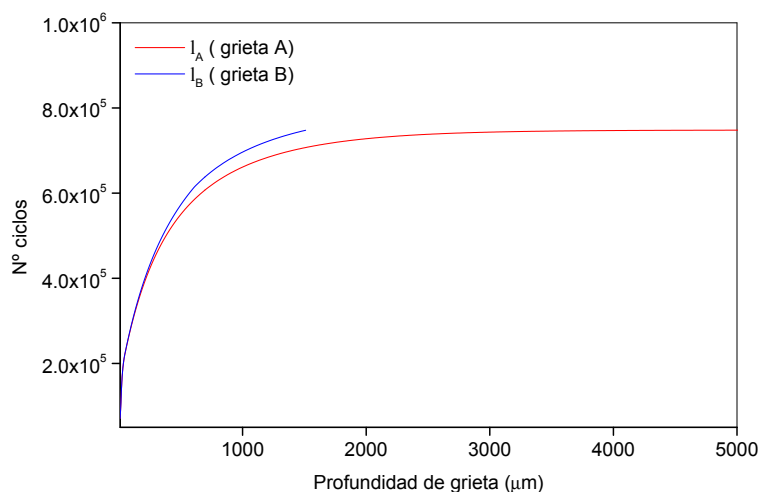


Figura 4.4: Supuesta evolución de las longitudes de grieta con el número de ciclos para el caso presentado en la figura 4.3.

Dicha evolución ha sido calculada siguiendo un proceso inverso: a partir de una longitud final determinada, se ha calculado la evolución de la grieta en función del número de ciclos haciendo uso de la MFEL e integrando la ley de Paris. El FIT utilizado ha sido calculado analíticamente, utilizando la función de peso propuesta por Bueckner para una grieta pasante, modificado con un factor que tiene en cuenta la forma semi-elíptica de la grieta. Como longitudes finales de cada grieta se han considerado unos valores representativos del conjunto de ensayos realizados. Se ha considerado la grieta A como grieta principal, que evoluciona desde su iniciación hasta la rotura final, tomando una longitud final de 5 mm, el semiancho de la probeta. Por otro lado, la grieta B se ha tomado como grieta secundaria, evolucionando desde la iniciación hasta una longitud final de 1.5 mm.

A partir de esta supuesta evolución, utilizando el MEC, se ha calculado el factor intensidad de tensiones correspondiente a cada una de las grietas, en función de la longitud de grieta. De este modo, se obtiene el valor del FIT para ambas grietas, teniendo en cuenta el efecto que cada una tiene sobre la otra. En la figura 4.5 se presentan los FIT calculados en función de la longitud de grieta, para cada una de las grietas. Además, también se ha representado el caso denominado "Sin grieta", correspondiente al FIT de las grietas, suponiendo que la otra no existe.

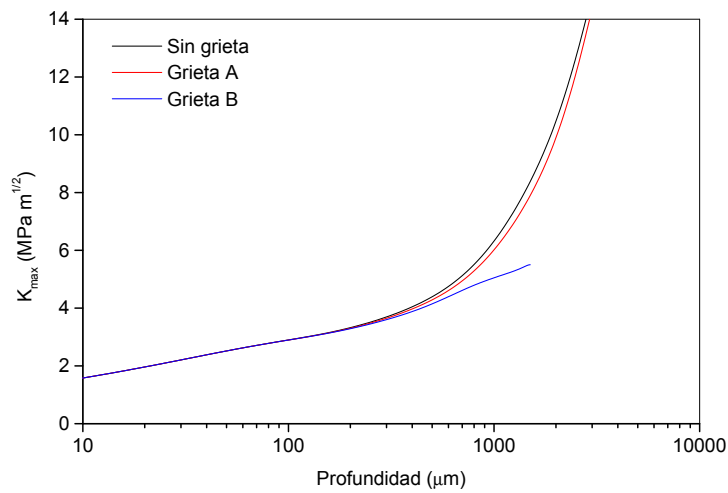


Figura 4.5: Factor intensidad de tensiones máximo en función de la longitud de grieta para el caso presentado en la figura 4.3.

De este modo, se puede comparar para cada una de las grietas, la evolución del FIT en dos casos distintos, teniendo y no teniendo en cuenta la existencia de la otra grieta. A partir de los resultados se puede evaluar de forma cuantitativa el efecto que tienen las grietas entre sí. A la vista de la figura 4.5 se aprecia que el efecto de las grietas entre sí es despreciable hasta que estas alcanzan una profundidad de unas $300 \mu\text{m}$ (a esta profundidad, la diferencia entre las soluciones es menor al 1%). A partir de esta profundidad, comienza a influir una grieta sobre la otra,

provocando una reducción en el valor del FIT con respecto al calculado sin tener en cuenta la otra grieta.

Como se puede apreciar en la figura 4.5, a partir de las 300 μm de profundidad, el caso de una sola grieta ("Sin grieta") presenta valores del FIT mayores que el caso de dos grietas enfrentadas. La explicación a este hecho es que, en el caso de que exista una sola grieta, se pierde la simetría del problema y aparece un momento de flexión que abre la grieta, aumentando de este modo el valor del FIT. Sin embargo, el hecho de que existan dos grietas enfrentadas es beneficioso, ya que produce una reducción del momento de flexión generado y, por lo tanto, reduce el valor del FIT para ambas grietas.

En definitiva, la influencia de la grieta secundaria sobre la principal es muy pequeña (a una profundidad de 1 mm, la reducción del FIT es de tan sólo un 4%), mientras que la influencia de la grieta principal sobre la secundaria es algo mayor (a una profundidad de 1 mm, la reducción del FIT es de un 14%). Esta variación en el cálculo del FIT provoca un error en la estimación de la vida a fatiga: al tener en cuenta la influencia de las grietas entre sí, se obtienen menores valores del FIT y, por lo tanto, mayores vidas estimadas. Para el caso estudiado, el aumento de la vida estimada es del 5% en el caso de la grieta principal, y del 12% en el caso de la grieta secundaria.

En vista de los resultados obtenidos, se concluye que los errores cometidos no son significativos, por lo que se puede despreciar el efecto que las grietas tienen entre sí. Además, para la estimación de los errores cometidos se ha utilizado un modelo bidimensional del problema, suponiendo grietas pasantes y sin tener en cuenta la forma semi-elíptica de las mismas. De este modo se ha sobreestimado la influencia de las grietas entre sí, por lo que los resultados obtenidos son conservativos. En adelante, para el cálculo del factor intensidad de tensiones, se utilizará la función de peso propuesta por Bueckner para una grieta pasante, modificada con el factor ϕ , para tener en cuenta la tridimensionalidad de la grieta.

4.3. Resultados de los ensayos

En esta sección se presentarán los resultados de cada uno de los grupos de ensayos que se han llevado a cabo, descritos anteriormente: los ensayos que acabaron en fallo, los que no acabaron en fallo y los denominados "*Interrumpidos*".

4.3.1. Ensayos terminados en fallo

Este es el grupo que mayor número de ensayos posee. Estos han sido realizados sobre los tres tipos de probetas (sin recubrir y con los dos tipos de recubrimiento), y en todos ellos se ha llegado al fallo final. La tabla 4.1 muestra los resultados experimentales de este grupo de ensayos. En ella se reúnen tanto los ensayos denominados "*Fallo Todos*", como los denominados "*Fallo Sin*" en la figura 4.2. En la primera columna de la tabla, cada ensayo queda definido por dos números seguidos de un código entre paréntesis, con el fin de identificarlo fácilmente. Los números hacen referencia al nivel de carga que soporta la probeta: la tensión axial global, σ y la carga tangencial, Q , respectivamente. Con el código entre paréntesis se define el tipo de probeta utilizada, refiriéndose con "*Sin*" a las probetas sin recubrir, con "*Nit*" a las probetas recubiertas con *Nituff*[®] y, por último, con "*Mo*" a las probetas recubiertas con *MoS₂-WC*. En las siguientes columnas se muestran las condiciones de carga del ensayo con mayor precisión: la tensión axial, σ , la carga normal, N , las cargas tangenciales, Q_A y Q_B , en cada una de las zonas de contacto y el radio teórico de la zona de contacto, a , de acuerdo con la teoría de Hertz. Por último, en las restantes columnas se muestran los resultados de los ensayos: la zona de contacto por la que se ha producido la rotura, las dimensiones de la grieta secundaria (donde l y b son los parámetros definidos en la figura 4.1), y el número de ciclos tras el que se produjo el fallo. En algunos ensayos no aparecen las dimensiones de las grietas secundarias, debido a que no se ha encontrado ninguna en la superficie de rotura.

Es importante hacer una serie de aclaraciones acerca de los resultados presen-

tados en la tabla anterior. La tensión axial en la probeta no es la misma en la parte superior e inferior de la zona de contacto, debido a la tensión tangencial inducida por la fuerza tangencial en los contactos. Experimentalmente se ha comprobado que el fallo se produce en la parte donde σ es mayor. Por esta razón, este es el valor de la tensión axial que se muestra en la tabla.

A raíz de los resultados presentados se observa que, aunque en la mayoría de los ensayos la zona de rotura coincide con la zona que mayor carga tangencial soporta, en alrededor del 25 % de los ensayos ocurre lo contrario. Esto es debido a que la diferencia entre las cargas tangenciales es muy pequeña y cualquier defecto superficial o una pequeña componente de flexión ha podido iniciar la grieta antes en la zona con menor carga.

Por otro lado, ya se ha comentado el hecho de que en algunos ensayos no se ha encontrado ninguna grieta secundaria 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 lo suficientemente pequeña para no ser detectada con los procedimientos empleados.

A partir de las grietas secundarias encontradas en los experimentos, se puede hacer un estudio detallado de la evolución de la forma de la grieta al crecer hacia el interior del material. Con este fin, en la figura 4.6 se representa todo el conjunto de las grietas secundarias encontradas en los ensayos realizados. En ella se muestra la superficie de rotura de la probeta, de 10x10 mm de sección (similar a la presentada en la figura 4.1), en la que se han representado superpuestas todas las grietas secundarias encontradas experimentalmente, de forma que se puede apreciar la evolución de la forma de las mismas al crecer. Hay que hacer notar que, en la representación y con carácter esquemático, se ha tomado como origen de iniciación de todas las grietas, el punto medio de la cara de la probeta, aunque en la realidad se comprueba que esto no es cierto (comprobar en la figura 4.1 que la grieta secundaria no se encuentra perfectamente centrada en dicha cara), debido sobre todo a que el contacto no se produce en el centro de la cara de la probeta.

Tabla 4.1: Serie de ensayos que terminaron con el fallo de la probeta.

Ensayo	σ (MPa)	N (N)	Q_A (N)	Q_B (N)	a (μm)	Zona rot.	$2b-l$ (μm)	N_f (ciclos)
45-210 (Sin)	45	420	210	200	925	A	1736-502	1679737
47-210 (Sin)	47	420	209	203	925	A	3500-1550	2335901
50-210 (Sin)	49.5	420	198	206	925	A	1950-750	847271
60-210 (Sin)	60	420	213	197	925	B	4400-1700	753283
60-210 (Nit)	59.8	420	194	212	925	B	3400-1150	688660
60-210 (Mo)	59.6	420	214	219	925	B	5750-2850	806342
68-210 (Sin)	68.3	420	207	220	925	A	5900-2700	587516
68-210 (Nit)	68.3	420	208	205	925	A	7350-3600	600184
68-210 (Mo)	68	420	212	206	925	A	4450-1850	633973
82-210 (Sin)	81.9	420	213	192	925	A	8250-4950	403948
82-210 (Nit)	81.8	420	205	209	925	A	5000-2200	361248
82-210 (Mo)	82.9	420	191	211	925	B	4200-1800	414420
95-210 (Sin)	95.4	420	205	209	925	B	3900-1750	270845
95-210 (Nit)	95.2	420	210	208	925	B	5100-1950	217156
95-210 (Mo)	94.8	420	198	215	925	A	2850-	191386
55-170 (Sin)	55.2	340	170	167	862	A	2750-700	1594766
60-170 (Sin)	59.9	340	169	165	862	B	3000-950	702819
60-170 (Nit)	60	340	172	169	862	B	5400-2300	1055920
60-170 (Mo)	59.9	340	166	167	862	B		1391262
68-170 (Sin)	68.2	340	172	171	862	A	3000-1300	427910
82-170 (Sin)	81.7	340	173	170	862	A	4200-1750	401324
95-170 (Sin)	95	340	170	172	862	B	4000-1900	276826
60-140 (Sin)	60.3	300	138	141	827	B	1700-450	782431
60-140 (Nit)	60.1	300	143	140	827	B	6250-2900	915723
60-140 (Mo)	59.9	300	146	133	827	B		1370536
60-120 (Sin)	59.9	230	127	124	757	B	4750-2000	839337
60-120 (Nit)	60.2	230	125	124	757	A		1267987
60-120 (Mo)	60	230	122	116	757	A		1315228
68-120 (Sin)	67.9	230	120	119	757	A	3750-1750	607558
68-120 (Nit)	68.4	230	116	120	757	B	4800-2200	612464
68-120 (Mo)	68	230	127	123	757	B	3900-1550	720665

Ensayo	σ (MPa)	N (N)	Q_A (N)	Q_B (N)	a (μm)	Zona rot.	$2b-l$ (μm)	N_f (ciclos)
82-120 (Sin)	82.5	230	117	105	757	A	1800-600	413374
82-120 (Nit)	81.5	230	109	96	757	A		398056
82-120 (Mo)	82	230	123	119	757	A	2800-1300	473162
95-120 (Sin)	94.8	230	120	110	757	A	3950-1700	315202
95-120 (Nit)	95.3	230	119	121	757	B	4100-1550	246269
95-120 (Mo)	95.3	230	123	113	757	B	2500-1100	302382
112-120 (Sin)	111.6	230	127	83	757	A	2800-1250	210934
112-120 (Nit)	111.3	230	122	91	757	A	4000-1700	183520
112-120 (Mo)	111	230	120	95	757	A	35-	305199
68-60 (Sin)	67.9	120	63	63	609	A		1054787
68-60 (Nit)	68.3	120	63	62	609	A		1248509
68-60 (Mo)	66.9	120	64	56	609	A		1832871
82-60 (Sin)	82.5	120	59	60	609	B		722298
82-60 (Nit)	82.6	120	56	59	609	A		568673
82-60 (Mo)	82.6	120	55	61	609	B		696204
112-60 (Sin)	111	120	67	55	609	A	1300-	221537
112-60 (Nit)	110.7	120	65	58	609	A	4850-2100	224915
112-60 (Mo)	110.2	120	64	35	609	A		450639
82-30 (Sin)	81.9	60	34	31	483	B		2952669
82-30 (Nit)	82	60	29	32	483	B	1200-550	469918
82-30 (Mo)	82.5	60	34	22	483	A		2496052
95-30 (Sin)	94.7	60	34	30	483	B	3800-1900	355607
95-30 (Nit)	95	60	27	31	483	A	3000-1350	287674
95-30 (Mo)	95.2	60	33	26	483	A		664652
112-30 (Sin)	110	70	34	29	509	B	4700-2250	326391
112-30 (Nit)	110.6	70	36	31	509	A	2300-900	273771
112-30 (Mo)	110.5	70	36	28	509	A		356037

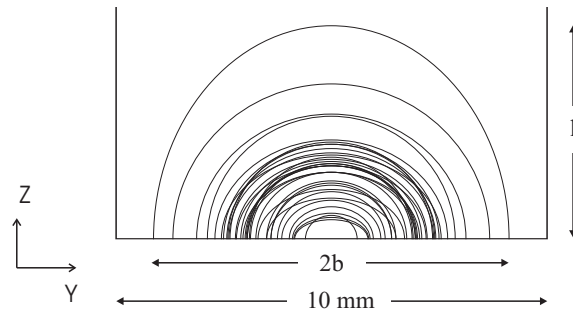


Figura 4.6: Representación de las grietas secundarias encontradas experimentalmente.

A partir de los ensayos en los que se han encontrado grietas secundarias, se ha calculado la relación de aspecto de la grieta l/b , donde l y b son los semiejes de la grieta elíptica (figura 4.1). La figura 4.7 muestra esta relación de aspecto representada frente a la profundidad de la grieta, l , adimensionalizada con respecto al radio de la zona de contacto, a .

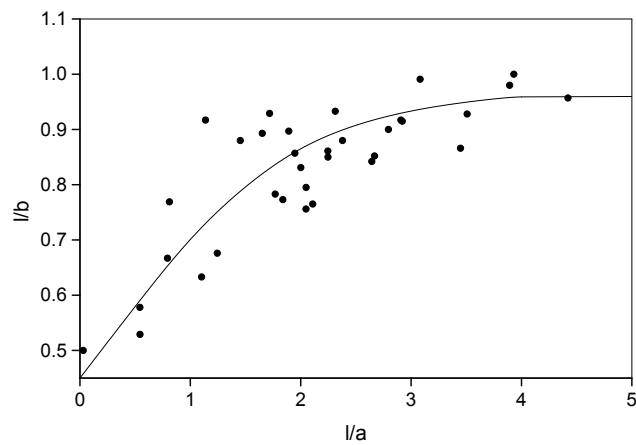


Figura 4.7: Relación de aspecto de grietas secundarias encontradas experimentalmente.

En esta figura se puede observar la evolución de la grieta al crecer: empieza, para pequeñas longitudes de grieta, con una forma de elipse con baja relación l/b ($\simeq 0.5$) y, a medida que crece, tiende a una forma semicircular ($l/b = 1$). Este comportamiento es característico del contacto esférico: cuando la longitud de la grieta es menor que el radio de la zona de contacto, a , la grieta se encuentra sometida a tensiones similares en toda su longitud a lo largo de la superficie, por lo que tiende a una forma semielíptica con b bastante mayor que l . 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 existentes en el fondo de la grieta, con lo que esta tiende a aumentar su profundidad, incrementándose la relación l/b .

4.3.2. Ensayos no terminados en fallo

Este grupo de ensayos, denominados "*No Fallo*" en la figura 4.2, han sido realizados únicamente sobre probetas sin recubrir. La tabla 4.2 muestra los resultados experimentales de los ensayos que no finalizaron con el fallo final de la probeta, debido a que fueron interrumpidos después de $5 \cdot 10^6$ ciclos. Como ya se ha comentado, este número de ciclos de corte es lo suficientemente alto como para poder suponer vida prácticamente infinita.

Tabla 4.2: Serie de ensayos que no terminaron con el fallo de la probeta.

Ensayo	σ (MPa)	N (N)	Q_A (N)	Q_B (N)	a (μm)	$(2b-l)A$ (μm)	$(2b-l)B$ (μm)	Ciclos de corte
40-210-NF	39.8	420	202	206	925	271-119	2424-788	$5 \cdot 10^6$
50-170-NF	50.2	340	171	170	862	-55	2200-440	$5 \cdot 10^6$
55-120-NF	55	230	119	121	757	200-89	-76	$5 \cdot 10^6$
60-60-NF	59	120	59	59	609	209-115	125-26	$5 \cdot 10^6$
75-30-NF	75	60	24	28	483	-14	198-25	$5 \cdot 10^6$
82-20-NF	82	40	15	22	422	-24	-24	$3.5 \cdot 10^6$

En este caso, cada ensayo queda definido por dos números (que indican la tensión axial, σ y la carga tangencial, Q , respectivamente), seguidos de las letras NF, indicando que el tipo de ensayo es de "No Fallo". En las siguientes columnas, al igual que en el caso anterior, se muestran las condiciones de carga del ensayo: tensión axial, σ , carga normal, N , cargas tangenciales, Q_A y Q_B , y radio teórico de la zona de contacto. Por último, en las restantes columnas se muestran los resultados de los ensayos: las dimensiones de la grieta en ambas zonas de contacto, A y B (siendo l y b los parámetros definidos en la figura 4.1), y el número de ciclos tras el que se interrumpió el ensayo. A raíz de los resultados presentados en la tabla 4.2 se observa que en la mayoría de los ensayos, la zona de contacto en la que se han encontrado grietas mayores coincide con la zona con mayor carga tangencial.

En este grupo de ensayos, debido a que no se ha producido el fallo de las probetas, estas han sido analizadas en busca de posibles grietas en ambas zonas de contacto, siguiendo el procedimiento que se describe a continuación, esquematizado en la figura 4.8.

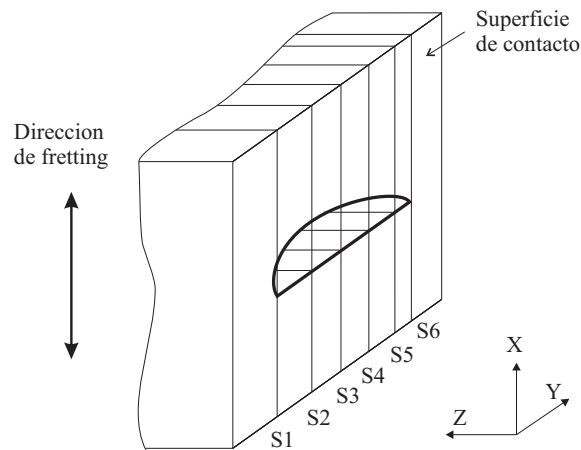


Figura 4.8: Procedimiento de análisis de grietas en ensayos no terminados en fallo.

Con anterioridad a todo el procedimiento, se fotografían las huellas producidas por fretting en ambas zonas de contacto, A y B. Una vez fotografiadas las huellas de fretting en cada una de las zonas de contacto, se cortan y empastillan las probetas para su posterior manipulación. A continuación, se analiza una serie de secciones perpendiculares a la zona de contacto, tal y como se muestra en la figura 4.8.

En primer lugar, se realiza un primer corte perpendicular a la zona de contacto (S1 en la figura), se pule la sección y se ataca químicamente para ser fotografiada a continuación. Posteriormente se elimina, mediante pulido, unas micras de espesor de material, hasta alcanzar la sección S2 de la figura, y se vuelve a atacar químicamente y a fotografiar. Este proceso se repite sistemáticamente, obteniendo diferentes secciones perpendiculares a la superficie de contacto (S3, S4...), hasta analizar la totalidad de la grieta. De este modo, midiendo la profundidad de las grietas encontradas en cada sección, se obtiene un perfil de la grieta producida.

En las figuras 4.9 y 4.10 se muestran los resultados de dos de los ensayos analizados con este procedimiento. Para cada ensayo se muestra la huella correspondiente a la zona de contacto en la que se ha encontrado la mayor grieta, además de un perfil de las grietas encontradas. En ambas figuras se observa que las grietas aparecen en el límite de la zona de contacto, tal como predicen los criterios de fatiga multiaxial evaluados en la superficie de contacto. Además se han marcado con una circunferencia las zonas de contacto calculadas con las expresiones teóricas, pudiéndose comprobar que se obtiene un buen ajuste a la huella real.

En la figura 4.9 se puede comprobar que en la zona B del ensayo 40-210-NF se ha encontrado una sola grieta en el borde de la zona de contacto, cuyas dimensiones son de 2424 μm de ancho y 788 μm de profundidad (ver tabla 4.2). Sin embargo, como se puede apreciar en la figura 4.10, en la zona A del ensayo 60-60-NF se han encontrado varias grietas en el borde de la zona de contacto. En este caso, el tamaño de las grietas encontradas es mucho menor que en el caso anterior (209 μm de ancho y 115 μm de profundidad, para la mayor grieta encontrada).

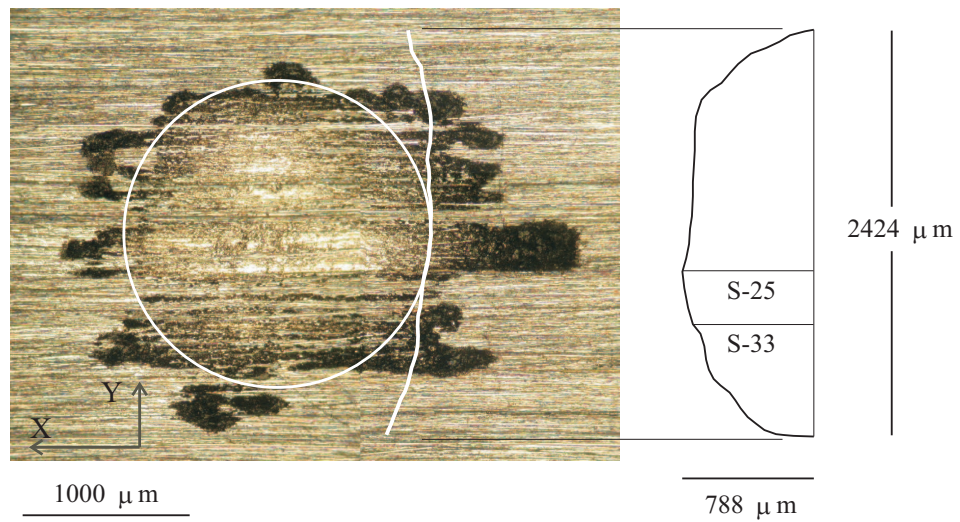


Figura 4.9: Huella por fretting y perfil de grieta del ensayo 40-210-NF (zona B); $a = 925 \mu\text{m}$.



Figura 4.10: Huella por fretting y perfil de grieta del ensayo 60-60-NF (zona A); $a = 609 \mu\text{m}$.

Esto es debido al menor nivel de tensiones que soporta la grieta en el ensayo 60-60-NF, comparado con el ensayo 40-210-NF. En los casos en los que se han encontrado varias grietas, se ha tomado la de mayor profundidad como grieta dominante, y sus dimensiones han sido presentadas en la tabla 4.2.

A la vista de las figuras 4.9 y 4.10 se observa que en el borde de la zona de contacto en el que han aparecido las grietas, el desgaste producido es mucho mayor que en otras zonas. La explicación a este fenómeno es que, en la zona del contacto en la que han aparecido las grietas, la rigidez disminuye y, de este modo, el deslizamiento entre las superficies aumenta, por lo que el desgaste será mucho mayor. Por este motivo, el desgaste producido en el ensayo 40-210-NF (figura 4.9) es mayor que el producido en el ensayo 60-60-NF-A (figura 4.10), debido al mayor tamaño de la grieta existente en el primero.

Un aspecto a tener en cuenta es que mientras que en el ensayo 40-210-NF-B (figura 4.9) se ha encontrado una sola grieta en el borde de la zona de contacto, en el ensayo 60-60-NF-A (figura 4.10) se han encontrado cuatro grietas nucleadas en distintas posiciones a lo largo del borde de la zona de contacto. La explicación hay que buscarla en la distinta distribución de las tensiones en la zona de contacto debido a la rugosidad superficial de las probetas y al valor de la carga normal aplicada. Debido a esta rugosidad superficial, no todos los puntos de la zona de contacto se encuentran realmente en contacto. De este modo, para el estudio del contacto entre dos superficies con cierta rugosidad, varios autores [229, 230] han utilizado el concepto de área efectiva de contacto. Esta área efectiva es función de la rugosidad de las superficies en contacto y de la carga normal aplicada. A medida que la rugosidad disminuye, el área efectiva aumenta, hasta alcanzar el valor del área total de contacto cuando las superficies están perfectamente lisas. Por otro lado, al aumentar el valor de la carga normal, N , aumenta el área efectiva de contacto. El valor del área efectiva influye de manera crítica en la distribución de tensiones en las inmediaciones de la superficie y, de este modo, en los puntos de nucleación de las grietas: al disminuir el área efectiva de contacto, la distribución

de tensiones es menos homogénea y discreta, lo que promueve la nucleación en distintos puntos del borde de la zona de contacto.

En el ensayo 40-210-NF-B, debido a que se ha aplicado una gran carga normal ($N = 420 \text{ N}$), existe una distribución bastante homogénea de las tensiones en la zona de contacto, a pesar de la rugosidad de la probeta. Esto se observa claramente en el desgaste producido en el borde de la zona de contacto, donde se inicia la grieta (figura 4.9). Esta homogeneidad en la distribución de tensiones hace que la grieta se inicie en la zona central del borde de la zona de contacto, donde las tensiones son mayores. Por otro lado, el ensayo 60-60-NF-A (figura 4.10) tiene un valor de la carga normal mucho menor ($N = 120 \text{ N}$), por lo que, debido a la rugosidad superficial, el área efectiva disminuye y las tensiones se distribuirán de forma más irregular a lo largo de la zona de contacto. Esto se aprecia en el borde de la zona de contacto, donde se observa un desgaste mucho menos homogéneo (figura 4.10). Este hecho promueve la nucleación de grietas en distintos puntos del borde de la zona de contacto.

Además, un contacto más homogéneo en el ensayo 40-210-NF-B hace que, en caso de que se inicien grietas en distintos puntos del borde de la zona de contacto, estas se unan formando una única grieta, aumentando el FIT y, de este modo, la velocidad de crecimiento de grieta. Por este motivo, unido al mayor nivel de tensiones que soporta la grieta, en el ensayo 40-210-NF-B la grieta alcanza una profundidad mayor que en el 60-60-NF-A.

La figura 4.11 muestra dos secciones de la grieta encontrada en la zona de contacto B del ensayo 40-210-NF. La primera sección (S-25 de la figura 4.9) está situada en $y/a = -0.13$ y se corresponde con el punto donde la grieta alcanza su mayor profundidad, es decir, $788 \mu\text{m}$. Como se aprecia en la figura 4.9, dicha sección se encuentra cerca de la zona central del contacto, que es la zona donde los criterios de fatiga multiaxial predicen los valores más altos en sus parámetros y, por lo tanto, la iniciación de la grieta. Por esta razón el daño producido en la superficie es muy alto.

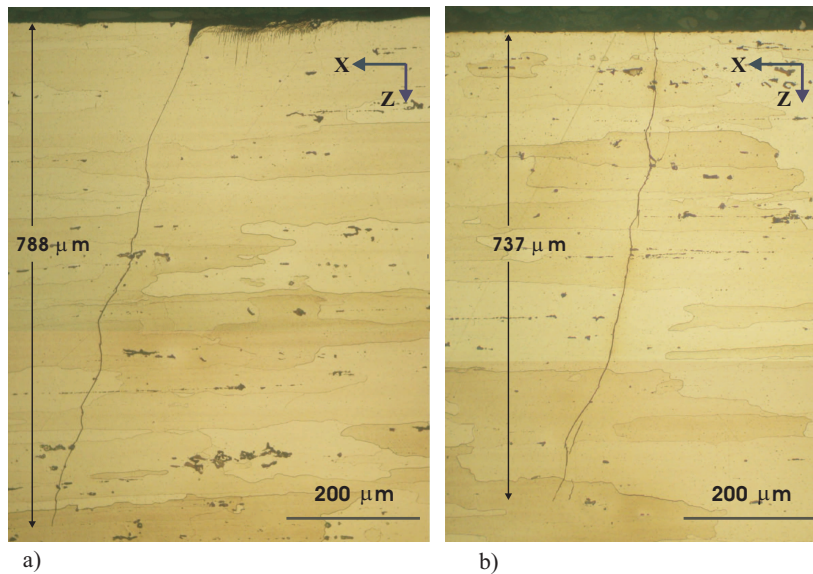


Figura 4.11: Secciones de grieta del ensayo 40-210-NF (zona B); $a = 925 \mu\text{m}$: a) sección S-25 ($y/a = -0.13$); b) sección S-33 ($y/a = -0.42$).

En la primera fotografía de la figura 4.11 se aprecia que se inician multitud de grietas en la superficie de la zona de contacto, aunque la mayoría no alcanzan más de 10 o 15 μm de profundidad. Únicamente dos grietas han sobrepasado ese tamaño, una de las cuales ha adquirido el papel de grieta dominante, creciendo hasta adquirir una profundidad de 788 μm . Las grietas se inician formando un ángulo pequeño respecto a la superficie (normalmente menor de 45°). Esta dirección del crecimiento se corresponde aproximadamente con el plano donde la variación de tensiones tangenciales es máxima, modo II. Al alcanzar unas 20 μm de profundidad, la grieta gira hasta formar un ángulo entre 70 y 80 grados respecto a la superficie, es decir, casi perpendicular a la dirección de tensiones principales máximas, modo I. Esta morfología de las grietas en su inicio ha sido observada experimentalmente por varios autores [107,231].

La segunda sección mostrada en la figura 4.11 (sección S-33) está situada en $y/a = -0.42$, por lo que se encuentra alejada de la zona central de iniciación.

Como se puede observar, no existe daño en la superficie y la grieta crece desde la misma de forma limpia y perpendicular.

Estas dos fotografías mostradas en la figura 4.11 son características de estos dos tipos de comportamiento. Por un lado, la parte central de la grieta, donde se inicia la misma, presenta un gran daño superficial y las grietas se inician formando 45° con la superficie, para girar a una dirección de crecimiento cercana a la perpendicular a la superficie, a una profundidad de unas $20 \mu\text{m}$. Por otro lado, en los extremos de la grieta se observa una superficie sin daños con la grieta perpendicular a la misma. Así, analizando con este procedimiento las distintas secciones de una grieta, se puede detectar fácilmente el punto de iniciación de la misma.

La figura 4.12 muestra una sección de la zona de contacto A del ensayo 60-60-NF, en la que se han encontrado varias grietas de cierto tamaño.

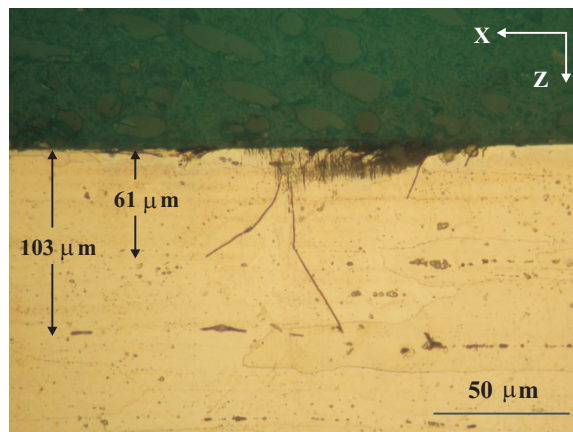


Figura 4.12: Sección S-10 de grieta ($y/a = -0.65$) del ensayo 60-60-NF (zona A); $a = 609 \mu\text{m}$.

La sección mostrada (S-10 en figura 4.10), está situada en $y/a = -0.65$ y no se corresponde con el punto donde la grieta principal alcanza su mayor profundidad. En la fotografía se observan multitud de pequeñas grietas nucleadas en la superficie, aunque sólo dos han adquirido un tamaño considerable (103 y $61 \mu\text{m}$). Esta sección,

a pesar de encontrarse alejada de la zona central del contacto, muestra cierto daño superficial, por lo que se corresponde con la zona de iniciación de las grietas. El hecho de que el punto de iniciación de las grietas se encuentre tan alejado de la zona central se debe, como se ha explicado anteriormente, a la rugosidad superficial y al bajo nivel de las cargas normales ($N = 120 \text{ N}$), que producen una distribución discreta de las tensiones en la zona de contacto, promoviendo la nucleación de grietas en distintas zonas del borde del área de contacto.

4.3.3. Ensayos interrumpidos

El último grupo de ensayos es el denominado "*Interrumpidos*" en la figura 4.2. Estos ensayos se han realizado únicamente sobre probetas sin recubrir y, tienen como objetivo estudiar la evolución de la profundidad de la grieta con el número de ciclos aplicados. Con este fin, se han realizado tres series de ensayos a distintos niveles de cargas (figura 4.2). Cada una de las series consta de varios ensayos, que han sido interrumpidos después de distintos números de ciclos. Posteriormente, las probetas ensayadas han sido analizadas en busca de posibles grietas en ambas zonas de contacto, siguiendo el mismo procedimiento que en los ensayos que no terminaron en fallo. La tabla 4.3 muestra los resultados experimentales de este grupo de ensayos interrumpidos. En este caso, cada ensayo queda definido por dos números (que indican la tensión axial, σ , y la carga tangencial, Q , respectivamente), seguidos de la letra I, indicando que el tipo de ensayo es "*Interrumpidos*", y de una cifra que indica el número de miles de ciclos tras el cual ha sido interrumpido el ensayo. En el resto de las columnas se especifican las condiciones de carga del ensayo, las dimensiones de la grieta dominante en ambas zonas de contacto y el número de ciclos de corte tras el cual se interrumpió el ensayo.

La figura 4.13 muestra los perfiles de grieta obtenidos del análisis de las probetas ensayadas. Para cada uno de los tres niveles de cargas estudiados, se han representado superpuestos los perfiles de las grietas encontradas en los distintos ensayos.

Tabla 4.3: Serie de ensayos "Interrumpidos".

Ensayo	σ (MPa)	N (N)	Q_A (N)	Q_B (N)	a (μm)	$(2b-l)A$ (μm)	$(2b-l)B$ (μm)	Ciclos de corte
45-210-I 50	44.9	420	211	211	925	56-29	176-67	$5 \cdot 10^4$
45-210-I 200	45.3	420	204	207	925	262-48	751-316	$2 \cdot 10^5$
45-210-I 500	45	420	211	186	925	1287-665	100-49	$5 \cdot 10^5$
60-120-I 50	60	230	112	124	757	73-21	-22	$5 \cdot 10^4$
60-120-I 100	60.3	230	123	123	757	696-140	760-141	10^5
60-120-I 200	60.2	230	120	123	757	898-256	1072-245	$2 \cdot 10^5$
82-30-I 100	82.3	60	34	31	483	-23	-21	10^5
82-30-I 300	82	60	31	29	483	109-32	124-32	$3 \cdot 10^5$
82-30-I 700	81.8	60	32	29	483	162-43	476-275	$7 \cdot 10^5$

Aunque las figuras no representan la evolución del perfil de grieta en un ensayo concreto, ya que cada curva corresponde a un ensayo distinto, sí se puede considerar una buena aproximación a la evolución real para cada condición de carga. No obstante, debe tenerse en cuenta que la variabilidad del material y de las condiciones del ensayo provocarán cierto grado de dispersión en los resultados obtenidos.

En la figura 4.13-c, correspondiente a la serie 82-30-I, no se han representado las grietas encontradas tras 10^5 ciclos porque en realidad no existía una grieta dominante sino multitud de ellas que no superaban las 10 ó 20 μm . Este hecho indica una fuerte influencia del mecanismo de iniciación.

Un aspecto que se puede apreciar es la evolución de la relación de aspecto de la grieta, l/b , a medida que esta crece: inicialmente adopta forma de elipse con baja relación l/b y, a medida que se aleja de la influencia del contacto, tiende a una forma semicircular, aproximándose a la forma que tiene una grieta cuando sólo está sometida a una tensión axial. Este comportamiento de la evolución de la grieta, característico del contacto esférico, ya ha sido observado anteriormente en el análisis realizado sobre las grietas secundarias observadas en los ensayos que terminaron en fallo (figuras 4.6 y 4.7).

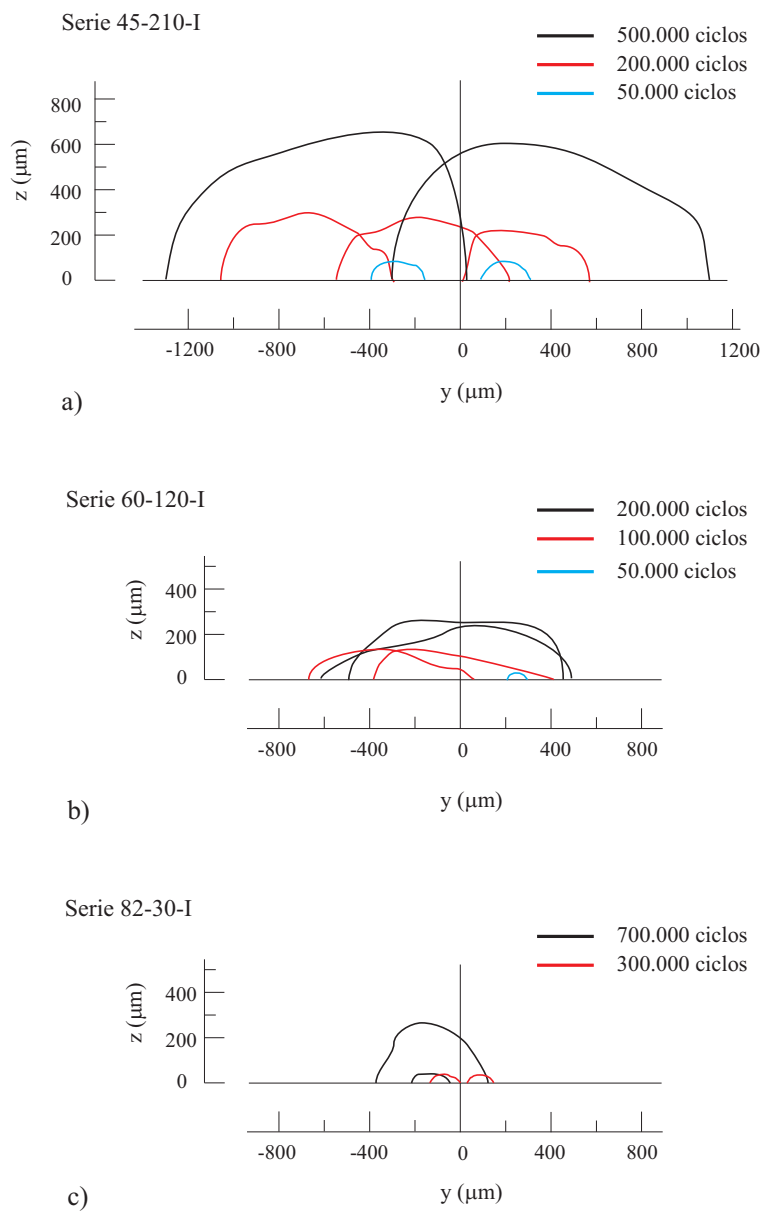


Figura 4.13: Perfiles de grietas en ensayos interrumpidos: a) serie 45-210-I ($a = 925 \mu\text{m}$); b) serie 60-120-I ($a = 757 \mu\text{m}$); c) serie 82-30-I ($a = 483 \mu\text{m}$).

4.4. Estudio sobre los resultados experimentales

Una vez presentados los resultados obtenidos en los experimentos realizados, es necesario realizar un análisis de dichos resultados. Se realizan tres estudios distintos. En primer lugar, se analiza la influencia de cada uno de los dos tipos de carga independientes aplicadas, axial y tangencial, sobre la vida a fatiga por fretting. En segundo lugar, a partir de los resultados de los ensayos denominados "Interrumpidos", para diferentes niveles de cargas, se estudia la evolución de la longitud de la grieta con el número de ciclos aplicados. Por último, se estudia el efecto que cada uno de los recubrimientos utilizados tiene sobre la resistencia a fatiga por fretting, para las distintas condiciones de carga ensayadas.

4.4.1. Efecto de los tipos de carga

En los ensayos de fretting fatiga realizados se pueden aplicar tres tipos de carga independientes: la carga axial cíclica, P , que produce una tensión axial, σ , la carga normal de contacto, N , de valor constante, y la carga tangencial cíclica, Q , inducida por el contacto. Aunque se pueden controlar de forma independiente los tres tipos de carga, en los ensayos realizados se ha mantenido constante la relación $Q/N = 0.5$. En las distintas series de ensayos, se varían de forma independiente los valores de la tensión axial, σ , y de la carga tangencial, Q , quedando fijado el valor de $N = 2Q$. Por lo tanto, a partir de los resultados experimentales de las distintas series de ensayos, se puede analizar la influencia que cada uno de estos dos tipos de carga independientes tiene sobre la vida a fatiga. Para ello, se toman únicamente los ensayos sobre probetas sin recubrir, evitando, de este modo, la posible influencia de los recubrimientos. En primer lugar, se han tomado series de ensayos con la misma carga tangencial aplicada: Q_{210} , Q_{170} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} en la figura 4.2. La figura 4.14 muestra los resultados obtenidos en estas series de ensayos. Se representa la vida a fatiga obtenida en función de la tensión axial aplicada, σ .

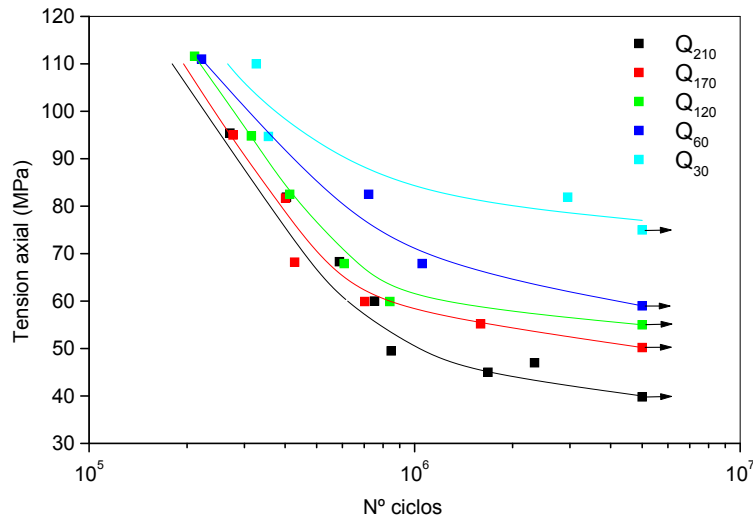


Figura 4.14: Curvas de fatiga por fretting para las series de ensayos con Q constante.

Para cada una de las series analizadas, se representan los resultados experimentales obtenidos mediante puntos, y la correspondiente curva de interpolación. Los ensayos interrumpidos a un alto número de ciclos (denominados "No Fallo") han sido señalados con una flecha horizontal.

Observando la figura 4.14 se pueden sacar varias conclusiones. Primeramente, tomando cada una de las series de ensayos con Q constante, se observa que una disminución de la tensión axial aplicada produce un aumento en la vida a fatiga. Esto es esperable, ya que al disminuir el valor de la tensión axial aplicada, disminuye tanto el nivel de las tensiones en la zona de contacto como las globales en la probeta. De la solución obtenida mediante la aproximación analítica puede comprobarse que, para cualquier incremento de la tensión axial global aplicada, el valor de la tensión normal en esa dirección, σ_x , en cualquier punto de la probeta se incrementa en idéntica cantidad.

Para ver esto con mayor claridad, la figura 4.15 muestra la distribución de tensiones normales en la dirección x , σ_x , en función de la profundidad, para la serie

de ensayos Q_{120} . Estas tensiones se evalúan en la línea $x = a, y = 0$, perpendicular a la superficie de contacto. Esta línea está próxima a la trayectoria de la grieta durante su crecimiento.

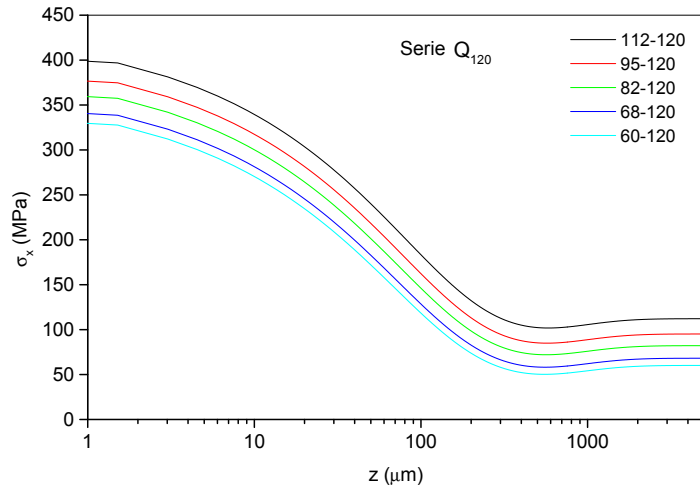


Figura 4.15: Evolución de la tensión σ_x con la profundidad, en $x = a, y = 0$, para los ensayos de la serie Q_{120} ; $a = 757 \mu\text{m}$.

En esta figura se observa que las tensiones evaluadas, σ_x , son mayores para los casos con mayores tensiones axiales aplicadas, como es lógico. Además se observa el efecto de concentración de tensiones que produce las cargas locales de fretting. De este modo, en la superficie de contacto, donde están aplicadas las cargas locales, normal y tangencial, es donde se alcanza un mayor nivel de tensiones. A medida que se profundiza en la dirección perpendicular a la superficie de contacto (dirección z), el nivel de tensiones disminuye drásticamente, hasta alcanzarse un valor constante de σ_x , debido únicamente a la tensión axial aplicada a toda la probeta. De este modo, se observa que a una profundidad de aproximadamente la mitad del radio de la zona de contacto ($a = 757 \mu\text{m}$, en este caso), el efecto de las cargas locales de fretting casi desaparece. Según la distribución de tensiones presentada en la

figura 4.15, el efecto de concentración de tensiones debido al fretting en esta serie de ensayos está entre los valores 3.9 para el ensayo 112-120 ($\sigma = 112$ MPa) y 6.1 para el ensayo 60-120 ($\sigma = 60$ MPa).

Volviendo a la figura 4.14, se observa que las curvas experimentales obtenidas alcanzan un valor crítico de la tensión axial aplicada, en el que la curva toma una pendiente horizontal. Este valor crítico, para el que se produce una vida infinita, se puede definir como un "límite de fatiga por fretting" (LFF). Este valor establece un límite para las cargas aplicadas en el ensayo por debajo del cual se obtiene una vida infinita, y depende de la combinación de cargas aplicadas y de la geometría. En este caso, para una misma serie con Q constante, el límite de fatiga por fretting viene dado por el valor de la tensión axial aplicada con el que se obtiene una vida infinita. De este modo, tomando como referencia $5 \cdot 10^6$ ciclos y a partir de los resultados experimentales, se obtienen unos valores de σ correspondientes al LFF de 40, 50, 55, 60 y 75 MPa para las series Q_{210} , Q_{170} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} , respectivamente. Al comparar estos valores del LFF con el límite de fatiga simple (LF) del material para $5 \cdot 10^6$ ciclos (131 MPa), se comprueba el efecto de reducción del límite a fatiga que tiene el fretting. En los casos analizados, el límite de fatiga se reduce entre un 43 % en la serie Q_{30} y un 70 % en la serie Q_{210} . Es decir, el factor de reducción de resistencia a fatiga, K_f , varía entre 1.75 y 3.28.

Otro aspecto que se puede observar en la figura 4.14 es la influencia de la carga tangencial, Q . Comparando las curvas de las distintas series analizadas se comprueba que, como era de esperar, un aumento de Q produce una disminución de la vida a fatiga, debido al mayor nivel de tensiones que se produce en la zona de contacto. Este efecto es más o menos acusado dependiendo del nivel de tensión axial en el que se estudie. Así, para un valor alto de σ , la influencia de Q sobre la vida a fatiga es muy pequeña (las curvas se encuentran muy cercanas en la parte izquierda de la figura 4.14). Sin embargo, la influencia de Q sobre la vida a fatiga aumenta considerablemente para bajos niveles de σ (las curvas están mucho más separadas en la parte derecha de la figura), donde se encuentra el LFF. Este hecho

se puede explicar comparando los valores de la tensión axial, σ , con los de las tensiones debidas a la carga tangencial, Q . De este modo, para altos niveles de σ , la variación de tensión debida a Q para las distintas series, es pequeña comparada con el nivel de la tensión axial, σ . Sin embargo, esta variación de tensión debida a Q para las distintas series, se hace importante frente a la tensión axial, σ , cuando el valor de esta es pequeño.

En segundo lugar, del mismo modo que se ha hecho con las series de ensayos con la misma carga tangencial, se analizarán las series de ensayos con las misma tensión axial: σ_{112} , σ_{95} , σ_{82} , σ_{68} y σ_{60} en la figura 4.2. La figura 4.16 muestra, para cada una de estas series de ensayos, la vida a fatiga obtenida en función de la carga tangencial aplicada, Q .

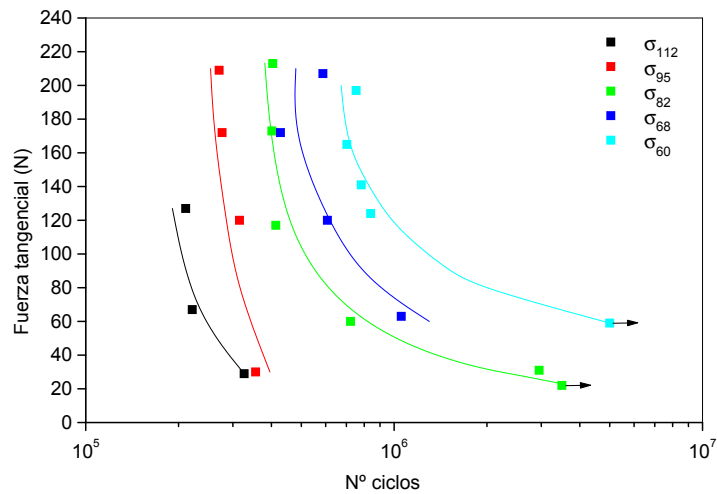


Figura 4.16: Curvas de fatiga por fretting para las series de ensayos con σ constante.

En este caso, se sacan las mismas conclusiones que en la serie de ensayos analizadas anteriormente: un incremento de la tensión axial, σ , o de la carga tangencial, Q , tiene como consecuencia una disminución de la vida a fatiga, debido al mayor nivel de tensiones existente en la zona de contacto.

Del mismo modo que se ha hecho anteriormente, se ha evaluado la distribución de tensiones normales en la dirección x , σ_x , en la línea $x = a$, $y = 0$, en función de la profundidad. En este caso se ha realizado para la serie de ensayos σ_{82} . La figura 4.17 muestra dicha distribución de tensiones.

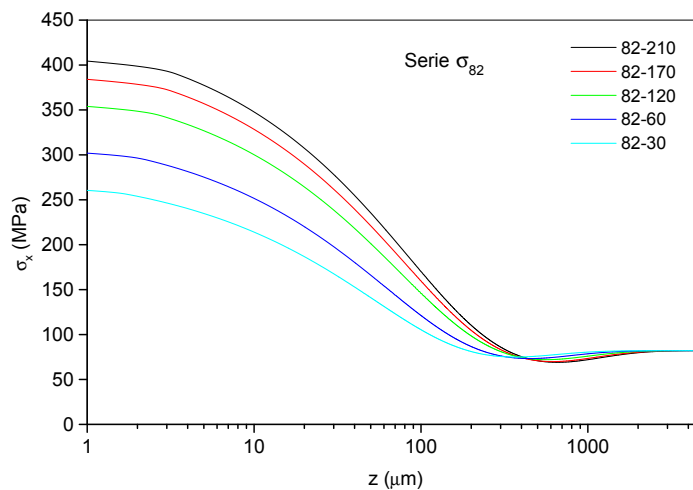


Figura 4.17: Evolución de la tensión σ_x con la profundidad, en $x = a$, $y = 0$, para los ensayos de la serie σ_{82} ; $a = 483 - 925 \mu\text{m}$.

En ella se observa que se obtienen mayores valores de las tensiones evaluadas, σ_x , para los casos con mayores cargas tangenciales aplicadas.

También queda claramente reflejado el efecto de concentración de tensiones producido por las cargas locales de fretting. En este caso, al profundizar en la dirección z , el nivel de las tensiones disminuye drásticamente, hasta alcanzar el valor correspondiente a la tensión axial aplicada, que en esta serie de ensayos es el mismo para todos los ensayos (82 MPa). Se aprecia, de igual modo, que el efecto de las cargas locales de fretting casi desaparece a una profundidad de aproximadamente la mitad del radio de la zona de contacto (en esta serie de ensayos los valores de a se encuentran entre $483 \mu\text{m}$ para el ensayo 82-30 y $925 \mu\text{m}$

para el ensayo 82-210). De la figura 4.17 se concluye que el efecto de concentración de tensiones debido al fretting en esta serie de ensayos está entre los valores 3.5 para el ensayo 82-30 ($Q = 30$ N) y 5.5 para el ensayo 82-210 ($Q = 210$ N).

En estas últimas series de ensayos con σ constante, el límite a fatiga por fretting viene dado por el valor de la carga tangencial aplicada con el que se obtiene una vida infinita. Como es lógico, para series con valores mayores de tensión axial se obtienen valores menores de Q correspondientes al LFF.

Un aspecto importante reflejado en la figura 4.16 es que las curvas correspondiente a las series de ensayos con altos valores de σ , presentan unas pendientes mucho más pronunciadas que para el resto de los casos. Esto significa que, como ya se ha comentado, para altos niveles de σ , la influencia de la carga tangencial, Q , sobre la vida a fatiga es menor. A partir de las figuras 4.14 y 4.16 se deduce que, cuando se alcanza un cierto nivel de tensiones, la variación de la carga tangencial tiene menos efecto sobre la vida a fatiga que la variación de la tensión axial.

4.4.2. Determinación experimental del límite de fatiga por fretting

Al analizar la influencia de ambos tipos de cargas sobre la resistencia a fatiga, se ha definido el límite de fatiga por fretting (LFF) como un umbral en los niveles de carga por debajo del cual no se produce el fallo, obteniéndose, de este modo una vida infinita. Este LFF depende simultáneamente de los dos tipos de carga, axial y tangencial, y se puede definir de dos formas, como ya ha sido indicado. Por un lado, manteniendo constante el valor de la carga tangencial, Q , el LFF viene dado por el valor de σ por debajo del cual se obtiene una vida infinita. De igual modo, se puede definir el LFF como el valor de la carga tangencial, Q , por debajo del cual no se produce el fallo, manteniendo la tensión axial, σ , con un valor constante. De este modo, a partir de los resultados obtenidos en los ensayos, en una gráfica en la que se represente σ frente a Q , se puede trazar una curva que defina el límite de fatiga por fretting. La figura 4.18 muestra dicha gráfica, en la

que se han representado los ensayos en los que no se ha producido el fallo de la probeta (denominados "No Fallo").

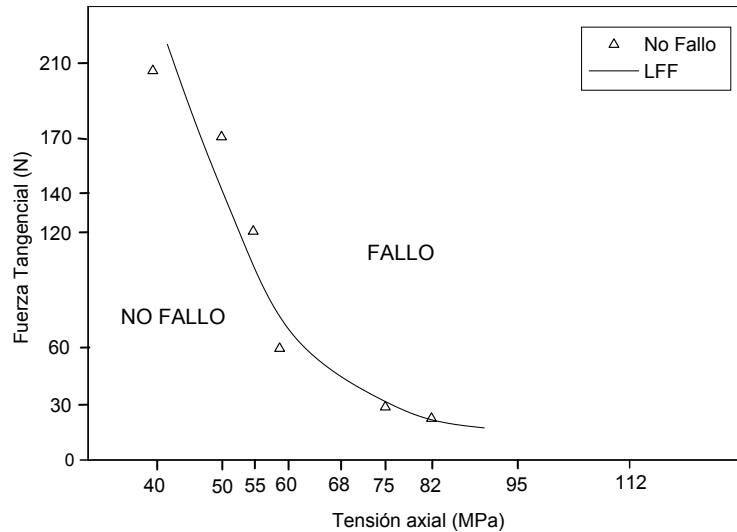


Figura 4.18: Representación del límite de fatiga por fretting experimental.

A partir de ellos, se ha trazado la curva que define al LFF, de forma que divide la gráfica $\sigma - Q$ en dos regiones, una en la que se produce el fallo de la probeta y otra en la que se obtienen vidas infinitas. Este tipo de curvas es de gran utilidad para el diseño de componentes mecánicos sometidos a problemas de fretting, ya que delimita, dentro de todo el rango de cargas, una región de diseño segura que garantiza la vida infinita del componente. Por lo tanto, en una aplicación real, el objetivo final sería la obtención experimental de una curva de este tipo para el posterior diseño del componente mecánico. Aunque es necesario aclarar que, en una aplicación real, el problema del fretting es mucho más complejo que el presentado en esta tesis debido, sobre todo, al tipo de geometría utilizada (normalmente contacto plano), que da lugar a un campo de tensiones mucho más complejo que el producido en geometrías sencillas, como el contacto esférico o el cilíndrico.

4.4.3. Evolución de la profundidad de grieta

A continuación se pretende estudiar la evolución de la profundidad de grieta con el número de ciclos aplicados, para distintos niveles de carga. Para ello, se ha utilizado el grupo de ensayos denominado "*Interrumpidos*" en la figura 4.2, y cuyos resultados se han presentado en la tabla 4.3. Este grupo de ensayos consta de tres series a distintos niveles de carga: 45-210-I, 60-120-I y 82-30-I. Cada una se compone de varios ensayos, que han sido interrumpidos tras distintos números de ciclos antes de alcanzar la rotura. Posteriormente han sido analizados para determinar el tamaño de las posibles grietas existentes en la zona de contacto. Con el fin de completar el estudio, a cada una de las series se le ha añadido un ensayo que, bajo las mismas condiciones de carga, se ha dejado evolucionar hasta la rotura final. Estos ensayos, pertenecientes al grupo de ensayos que terminaron en fallo (tabla 4.1), son: 45-210 (Sin), 60-120 (Sin), y 82-30 (Sin), que completan las series 45-210-I, 60-120-I y 82-30-I, respectivamente.

Los valores de las fuerzas aplicadas se han elegido de forma que la rotura se produjera a un número elevado de ciclos. Con esto se pretende que las tensiones sean lo suficientemente bajas como para que la grieta pase por una fase de ralentización en su crecimiento cuando todavía es pequeña, en los primeros cientos de micras. Esta es la zona más importante de su crecimiento y la más difícil de modelar, ya que en ella se decide si la grieta se detiene o no. Además, la duración del crecimiento de la grieta a estas profundidades supone una proporción importante de la vida total.

Para cada serie de ensayos, se pretende obtener la evolución de la profundidad de la grieta en función del número de ciclos. Para ello, en la figura 4.19 se representa, para las tres series de ensayos, la máxima profundidad de grieta encontrada en cada ensayo en función del número de ciclos aplicados. Para cada serie, además de los resultados experimentales presentados mediante puntos, se ha incluido la correspondiente curva de interpolación.

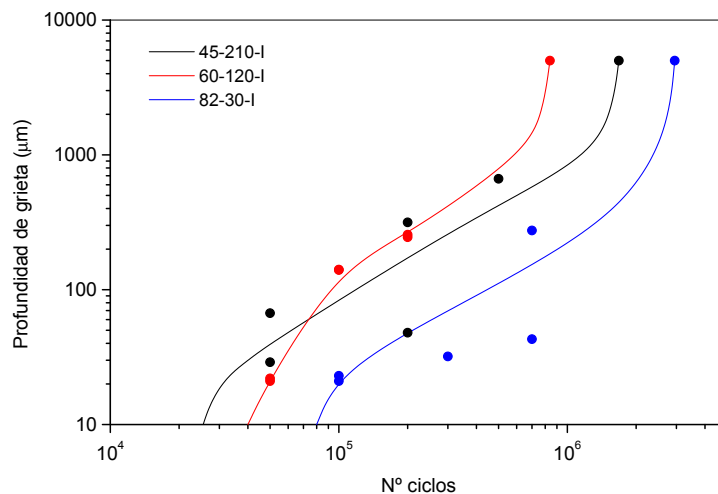


Figura 4.19: Evolución de la profundidad de la grieta con el número de ciclos aplicados para las series de ensayos 45-210-I, 60-120-I y 82-30-I.

Es necesario destacar que la longitud de grieta mostrada en estas gráficas se corresponde con la máxima longitud de las grietas dominantes encontradas en cada ensayo. Por cada ensayo se representan dos longitudes de grietas, correspondientes a las dos zonas de contacto, A y B. En la figura 4.19, en la serie de ensayos 45-210-I no se ha representado la grieta encontrada en la zona de contacto B del ensayo interrumpido tras $5 \cdot 10^5$ ciclos, debido a que la carga tangencial aplicada en este lado difiere excesivamente de los 210 N nominales.

Otro aspecto importante observado en las series 45-210-I y 82-30-I es que las longitudes de las grietas encontradas en ambas zonas de contacto de la probeta, en algún caso, son muy distintas entre sí, al contrario de lo que sucede en la serie 60-120-I. Esto se puede deber a que en estas dos series de ensayos el fallo se produjo a alto número de ciclos, lo que indica que estos casos se encuentran muy cerca del límite de fatiga por fretting, LFF. Al igual que en fatiga simple, debido a la aleatoriedad del material, pequeñas variaciones en las fuerzas aplicadas en las in-

mediaciones de dicho límite producen grandes variaciones de vida, llegando incluso a determinar el fallo o no fallo del componente. Por lo tanto, en estas situaciones, pequeñas variaciones de la carga tangencial aplicada, Q , que no es necesariamente la misma en ambas zonas de contacto, implican grandes variaciones en el crecimiento de la grieta. Analizando el ensayo 45-210-I 200, que fue interrumpido tras $2 \cdot 10^5$ ciclos, se observa en la tabla 4.3 que las grietas encontradas en ambas zonas de contacto son de 48 y 316 μm , muy distintas entre sí. En la figura 4.20 se muestra una sección de la zona de contacto A del ensayo analizado, zona en la que se encontró la grieta de menor longitud, 48 μm .

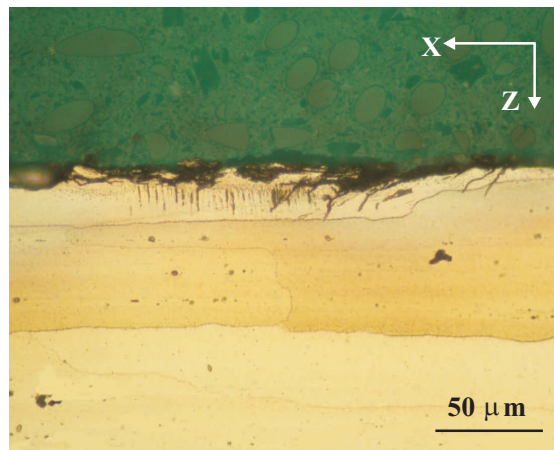


Figura 4.20: Sección de la grieta del ensayo 45-210-I 200 (zona de contacto A)

En la fotografía se observa que las grietas, que en esta sección tienen 30 μm de profundidad máxima, se encuentran confinadas en el primer grano, siendo incapaces de atravesar la barrera microestructural que supone el límite de grano. En este caso, la carga tangencial aplicada era de 204 N. Esto, junto con el tamaño de grano del material, 50 μm , y la cercanía al límite de fatiga por fretting, podría ser una explicación al hecho de que las grietas no hayan sido capaces de superar las 48 μm de profundidad.

Gracias a los resultados de estos ensayos, se puede conocer la evolución de la grieta a lo largo de la vida de la probeta, desde su inicio en el borde de la zona de contacto hasta que, creciendo en dirección perpendicular a la superficie de contacto, alcanza una longitud crítica que produce el fallo final. Analizando las tres series de ensayos realizadas, se comprueba que la evolución de la grieta es distinta en los tres casos y depende de la combinación de las cargas aplicadas. Debido a que la evolución de la grieta depende de los niveles de tensión que soporta esta a lo largo de su vida, con el fin de explicar su comportamiento, se ha evaluado la distribución de tensiones normales en la dirección x , σ_x , en la línea $x = a$, $y = 0$, en función de la profundidad. La figura 4.21 muestra dicha distribución de tensiones para las tres series de ensayos analizadas.

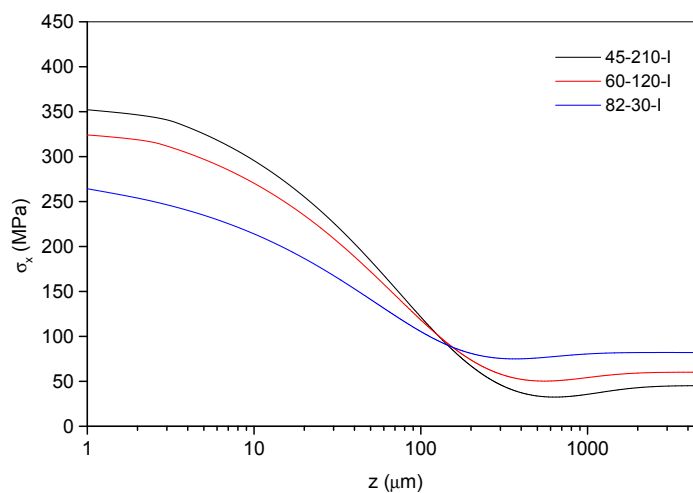


Figura 4.21: Evolución de la tensión σ_x con la profundidad, en $x = a$, $y = 0$, para las series de ensayos "Interrumpidos".

Además, para completar la información, la figura 4.22 muestra la evolución de la velocidad de grieta con la profundidad, para las tres series de ensayos estudiadas. Dicha velocidad de crecimiento ha sido calculada utilizando la ley de Paris.

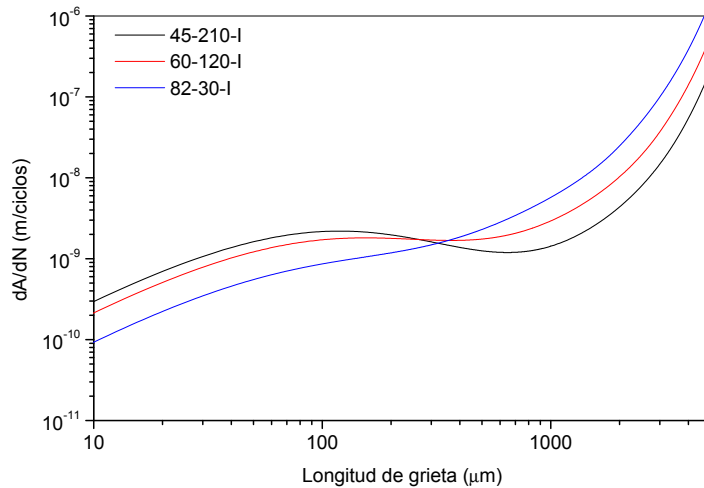


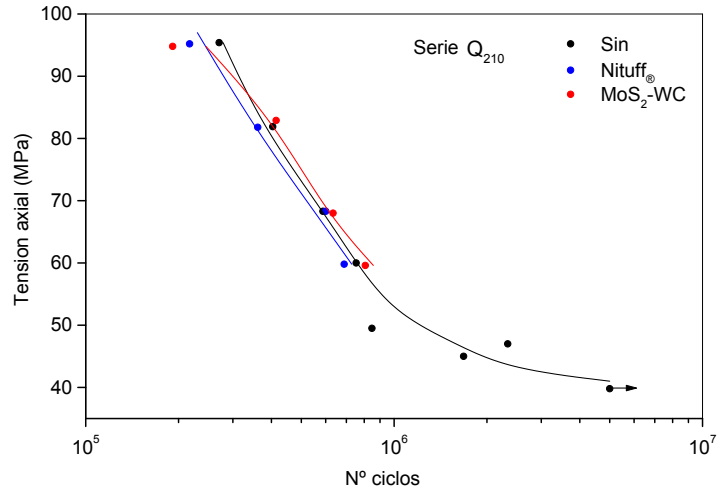
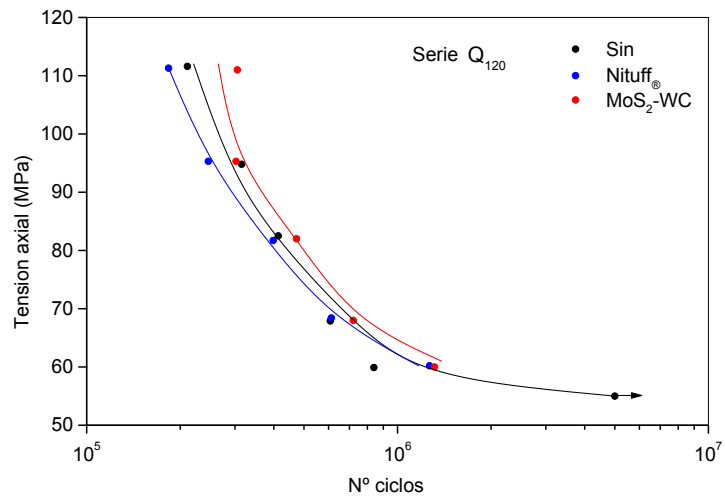
Figura 4.22: Velocidad de crecimiento en función de la longitud de grieta, para las series de ensayos "Interrumpidos".

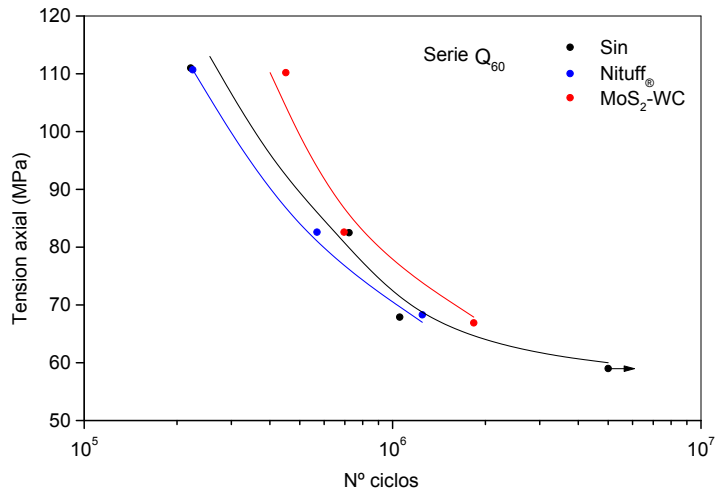
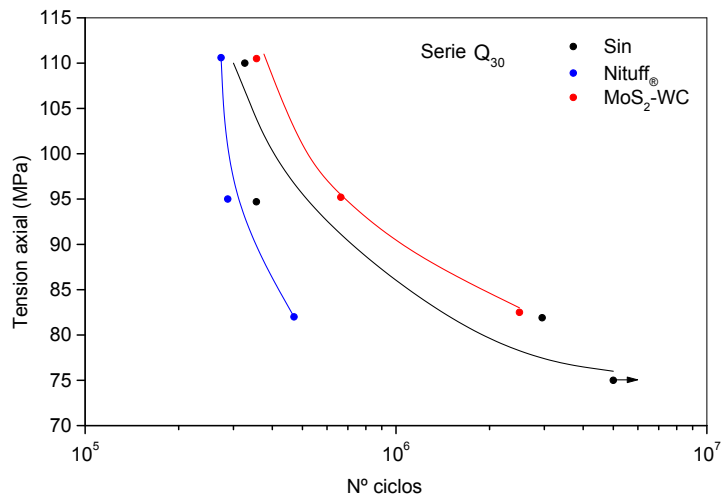
Comparando las tres series de ensayos en la figura 4.19, se comprueba que la 45-210-I es la serie en la que se produce antes la iniciación, mientras que la 82-30-I es en la que se inicia más tarde la grieta. La explicación a este comportamiento es que, debido a las mayores fuerzas de contacto aplicadas, los niveles de tensión en la superficie y cerca de ella son mayores en la serie 45-210-I, figura 4.21, dando lugar a una nucleación de la grieta más rápida. Lo contrario ocurre con la serie 82-30-I. Sin embargo, al comparar la serie 45-210-I con la 60-120-I, se aprecia que, a pesar de que en la serie 45-210-I se produce la iniciación mucho antes, una vez iniciada la grieta, su crecimiento es más lento, produciéndose el fallo final de la probeta mucho más tarde que en el caso de la serie 60-120-I. La explicación se encuentra en las figuras 4.21 y 4.22: debido a que en la serie 45-210-I la tensión axial es menor, el gradiente de tensiones cae rápidamente y los niveles de tensiones a unas profundidades mayores son menores, provocando de este modo una menor velocidad de crecimiento de grieta y, en consecuencia, un crecimiento más lento.

En definitiva, se deduce que la evolución de la grieta depende de la combinación de las cargas aplicadas: unas cargas de contacto altas provocan una nucleación más rápida, mientras que un alto valor de la tensión axial supone un rápido crecimiento posterior. De este análisis de los resultados experimentales se concluye que valores altos de las cargas de contacto provocan una iniciación más temprana de las grietas, aunque esto no signifique que el fallo de la probeta se produzca antes. Esto dependerá de la evolución de las tensiones con la profundidad, sobre todo en la zona en la que la grieta tiende a frenarse. El nivel de tensiones a estas profundidades determinará, en gran medida, la vida a fatiga de la probeta.

4.4.4. Efecto de los recubrimientos utilizados

Uno de los paliativos más utilizados para mejorar el comportamiento a fatiga por fretting es la aplicación de recubrimientos en los componentes mecánicos sometidos a fatiga por fretting. Por esta razón, como ya ha sido mencionado, uno de los objetivos de esta tesis es el estudio del uso de recubrimientos en fretting fatiga. En este sentido, a continuación se analiza el efecto que dos tipos distintos de recubrimiento tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting. Los recubrimientos utilizados en este estudio son los presentados en el capítulo 2: un recubrimiento de *Nituf*[®] de 50 μm de espesor, y un recubrimiento de *MoS₂-WC* con un espesor de 1.2 μm . Con el fin de analizar el efecto de los recubrimientos sobre la resistencia a fatiga por fretting, se han realizado unas series de ensayos a distintos niveles de carga, tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas con ambos tipos de recubrimiento. Los niveles de carga aplicados son los identificados como "Fallo Todos" en la figura 4.2. A partir de los resultados obtenidos en los ensayos, se analizará el efecto de los recubrimientos. En primer lugar se analizan agrupándolos en series de ensayos con Q constante. En las figuras 4.23 a 4.26 se presentan los resultados obtenidos en las series de ensayos Q_{210} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} , respectivamente. En ellas se representan las vidas obtenidas con los distintos recubrimientos en función de la tensión axial aplicada, σ , para valores de Q constante.

Figura 4.23: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos Q_{210} .Figura 4.24: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos con Q_{120} .

Figura 4.25: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos Q_{60} .Figura 4.26: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos Q_{30} .

Al comparar, para cada serie de ensayos, las vidas obtenidas con el material sin recubrir con las obtenidas con el material con los dos tipos de recubrimiento utilizados (*Nituff*[®] y *MoS₂-WC*), se llega a las siguientes conclusiones: el recubrimiento de *MoS₂-WC* produce un aumento de la vida a fatiga por fretting, mientras que, por el contrario, el recubrimiento de *Nituff*[®] disminuye la vida a fatiga por fretting. Este efecto es más acusado en series con menores cargas tangenciales (serie Q_{30} , en la figura 4.26), mientras que para altos niveles de Q , se observa que el efecto de los recubrimientos es casi inapreciable (serie Q_{210} , en la figura 4.23).

De forma análoga, se han analizado las series de ensayos con σ constante. En las figuras 4.27 a 4.31 se presentan los resultados obtenidos en las series de ensayos σ_{112} , σ_{95} , σ_{82} , σ_{68} y σ_{60} , respectivamente. En dichas figuras se representan las vidas obtenidas en función de la carga tangencial aplicada, Q , para un valor de σ constante.

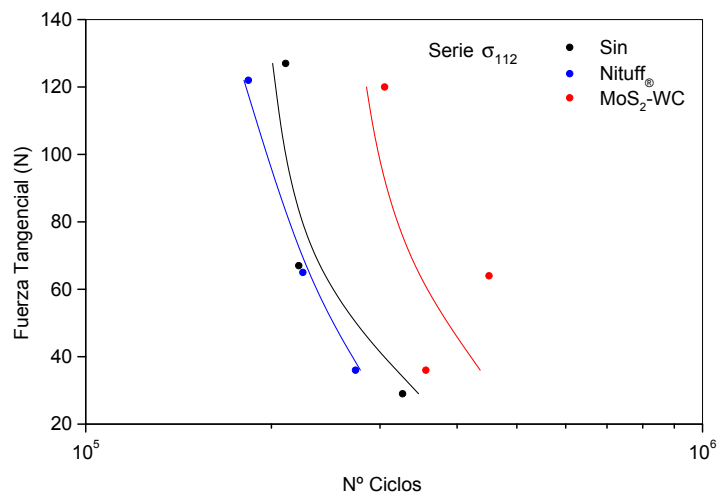
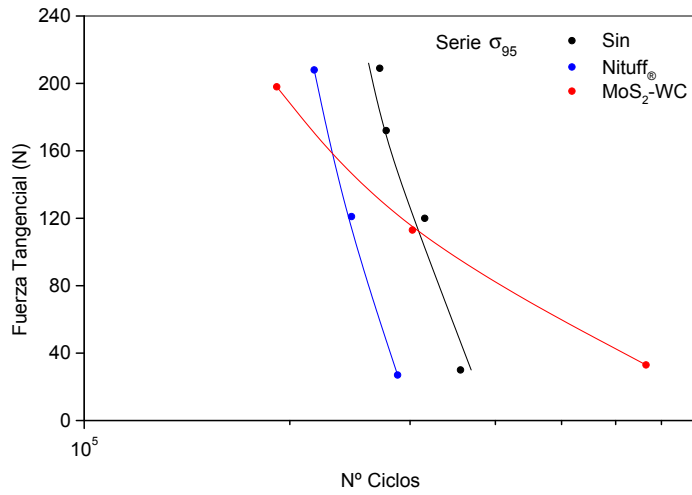
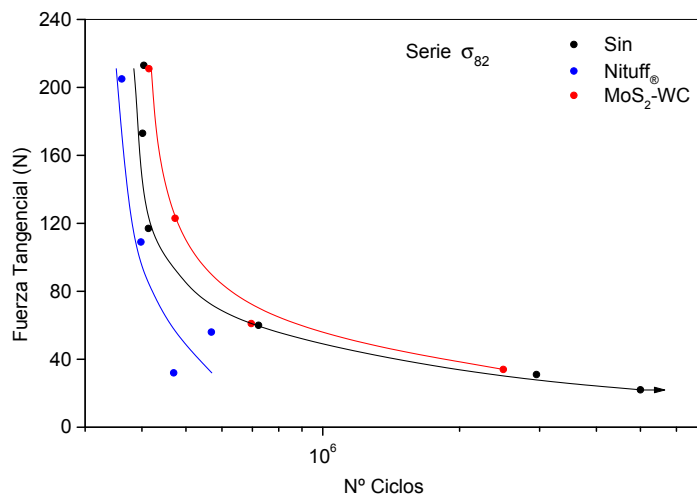
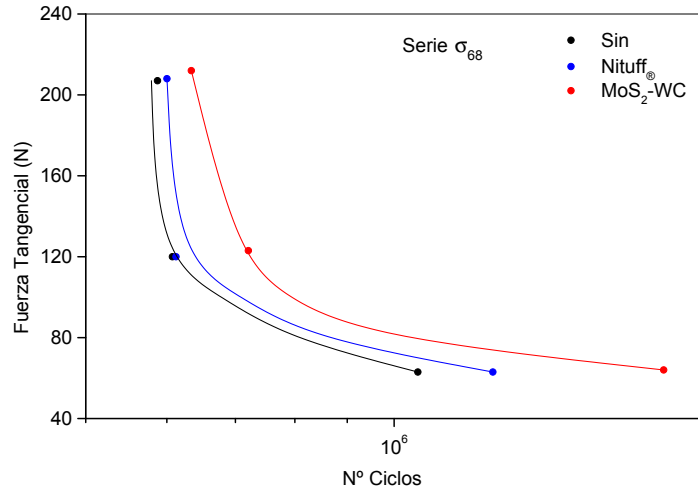
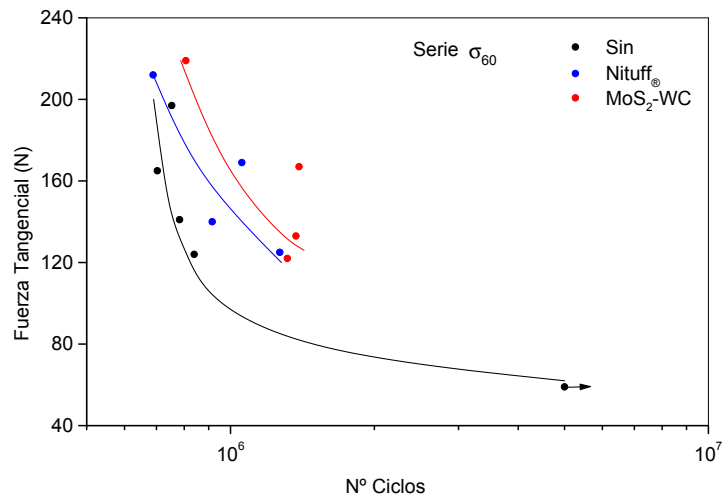


Figura 4.27: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos σ_{112} .

Figura 4.28: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos σ_{95} .Figura 4.29: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos σ_{82} .

Figura 4.30: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos σ_{68} .Figura 4.31: Efecto de los recubrimientos sobre la serie de ensayos σ_{60} .

A partir de ellas se pueden sacar las mismas conclusiones que en las series anteriores con Q constante: el recubrimiento de MoS_2-WC produce un aumento de la vida a fatiga, mientras que el recubrimiento de $Nituff_{\text{®}}$ disminuye la vida a fatiga por fretting.

Como conclusión, se puede afirmar que el recubrimiento de MoS_2-WC cumple con el objetivo de aumentar la resistencia a fatiga por fretting, mientras el recubrimiento de $Nituff_{\text{®}}$ no sólo no lo cumple, sino que tiene un efecto perjudicial sobre la resistencia a fatiga por fretting. Para dar una explicación a los resultados obtenidos con ambos recubrimientos, es necesario estudiar la influencia de la aplicación de ambos recubrimientos sobre la distribución de tensiones producida en la zona de contacto y sobre otros parámetros importantes.

Entre las consecuencias más importantes de la aplicación de un recubrimiento en un componente mecánico, caben destacar dos. En primer lugar, la superficie de la pieza queda modificada, variando de este modo la rugosidad, la resistencia al desgaste y el coeficiente de rozamiento. En segundo lugar, la formación sobre la superficie de contacto de una capa de recubrimiento de un determinado espesor con propiedades distintas, tanto mecánicas como tribológicas, puede afectar notablemente al comportamiento del componente recubierto. Además, la aplicación de recubrimientos puede introducir tensiones residuales en el componente.

Debido a que, como se ha visto en el capítulo 3, los recubrimientos aplicados tienen unas propiedades mecánicas parecidas a las del material base y a que la aplicación de los recubrimientos no introduce tensiones residuales de importancia, la principal repercusión de la aplicación de los distintos recubrimientos es la variación del coeficiente de rozamiento. Como consecuencia de la variación de μ , se produce una variación de las tensiones en la zona de contacto debidas a las cargas locales aplicadas, que puede afectar de forma decisiva a la resistencia a fatiga por fretting [215]. Con el fin de analizar la influencia de este parámetro en las tensiones inducidas por el contacto, en la figura 4.32 se muestra, para los ensayos de la serie 82-120, la evolución con la profundidad de las tensiones normales en la dirección

x , σ_x , en la línea $x = a$, $y = 0$. Esto se ha hecho para los tres casos estudiados, con sus correspondientes coeficientes de rozamiento: las probetas sin tratar ($\mu = 1.25$), las probetas con el recubrimiento de *Nituff*[®] ($\mu = 1$) y las probetas recubiertas con *MoS₂-WC* ($\mu = 0.65$).

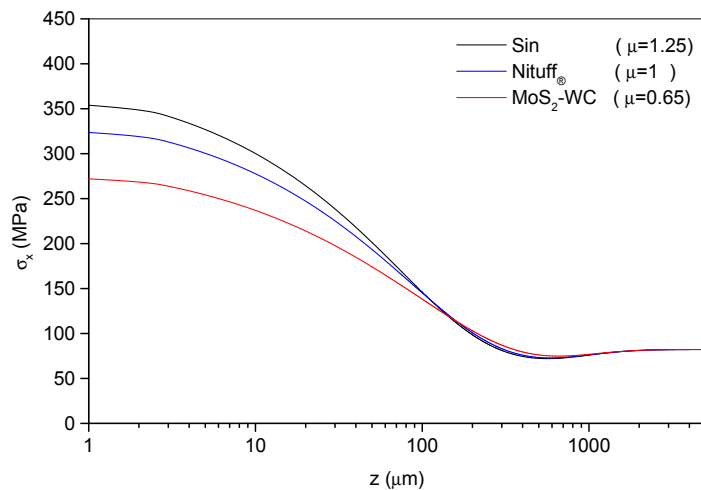


Figura 4.32: Evolución de la tensión σ_x con la profundidad, en $x = a$, $y = 0$, en los ensayos de la serie 82-120, para los tres casos estudiados.

Estas distribuciones de tensión son suficientemente aproximadas siempre y cuando las propiedades mecánicas del recubrimiento y del material base sean parecidas, como en realidad ocurre. En caso contrario se produciría una discontinuidad en la interfase entre ambos materiales.

En la figura 4.32 se aprecia que, tanto en el caso de las probetas recubiertas con *Nituff*[®] como en las recubiertas con *MoS₂-WC*, las tensiones que soportan las grietas son menores que las correspondientes al material sin recubrir. Esta disminución de las tensiones con respecto a las del material sin recubrir es máxima en la superficie: del 9% en el caso del *Nituff*[®] y del 24% en el caso del *MoS₂-WC*. La diferencia entre las tensiones va disminuyendo con la profundidad, hasta

alcanzar un valor prácticamente nulo a unas 150 μm de profundidad. Realizando este mismo estudio sobre ensayos con distintos niveles de carga, se ha comprobado que los resultados obtenidos son muy similares para todas las series de ensayos.

La disminución de las tensiones con el coeficiente de rozamiento puede explicar las mayores vidas a fatiga por fretting obtenidas en los ensayos con el recubrimiento de $\text{MoS}_2\text{-WC}$. Sin embargo, en el caso de las probetas recubiertas con *Nituff*[®], a pesar de que las tensiones son menores que en el caso del material sin tratar, se ha obtenido una disminución de la vida a fatiga por fretting. Por lo tanto, la aplicación de este recubrimiento debe repercutir, de algún modo, sobre otros parámetros que justifiquen esta disminución de la resistencia a fatiga por fretting.

En el caso del $\text{MoS}_2\text{-WC}$, dado que el espesor es de poco más de 1 μm y que sus propiedades mecánicas son muy parecidas a las del material base, el efecto de dicha capa sobre el componente puede ser despreciado. Debido a que además, las tensiones residuales introducidas al aplicar este recubrimiento son despreciables, a efectos prácticos, el único efecto a tener en cuenta debido a la aplicación de este recubrimiento, es la disminución del coeficiente de rozamiento y la correspondiente disminución de las tensiones en la zona de contacto. Estas conclusiones pueden considerarse ciertas siempre y cuando el desgaste debido al fretting no provoque la pérdida de la capa de recubrimiento, lo cual se puede suponer cierto en este caso dada la buena resistencia al desgaste mostrada por este recubrimiento.

Por el contrario, el caso del *Nituff*[®] es completamente distinto, ya que el espesor de la capa de recubrimiento es considerable (50 μm). Este espesor 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 aluminio sin tratar, puede explicar los malos resultados obtenidos en los ensayos.

Con el fin de dar una posible explicación a la mala resistencia a fatiga de este recubrimiento, se ha realizado un análisis del mismo en uno de los ensayos que terminaron con el fallo final. Siguiendo el procedimiento descrito en la figura 4.8,

se han analizado distintas secciones perpendiculares a la superficie de rotura. La figura 4.33 muestra una sección situada en las proximidades de la zona de contacto.

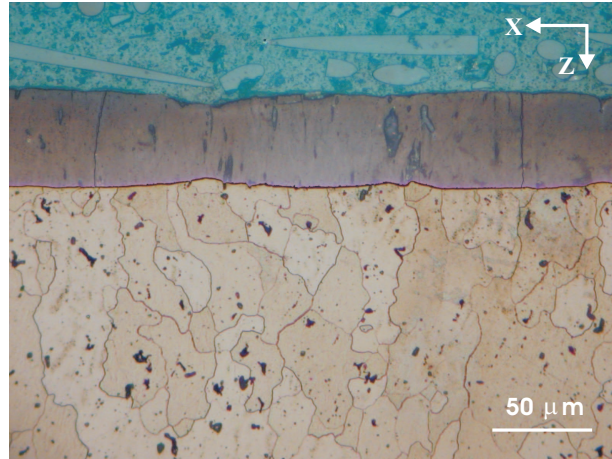


Figura 4.33: Sección perpendicular a la superficie de rotura en una probeta recubierta con *Nituff*®.

En ella se observa que la capa de recubrimiento, de 50 μm de espesor, se encuentra fisurada en diversos puntos a lo largo de toda la superficie exterior. Algunas de estas grietas atraviesan por completo la capa de recubrimiento. La explicación a este hecho se encuentra en la propia naturaleza del recubrimiento de *Nituff*®, formado por óxido de aluminio, que le confiere cierta fragilidad y da lugar a la prematura fisuración de la capa de recubrimiento. Este hecho ha sido contrastado por varios autores [232–235]. Newman [232,233], en varios de sus trabajos en los que estudia el comportamiento de grietas cortas en aleaciones de aluminio de alta resistencia, lleva a cabo ensayos de fatiga sobre probetas de la aleación de aluminio 7075-T6 recubiertas con una capa de anodizado de 60 μm y comprueba que dicha capa se fisura tras la aplicación de muy pocos ciclos de carga. Concluye, de este modo, que debido a la fisuración producida, la capa de anodizado disminuye la resistencia a fatiga del material.

Capítulo 5

Análisis de ensayos sobre probetas sin recubrir

En este capítulo se contrastarán algunos de los modelos de estimación de vida presentados en el capítulo 2, con parte del grupo de ensayos realizados en esta tesis y presentados en el capítulo 4. En concreto, se analizarán los ensayos sobre probetas del material base sin recubrir, dejando el análisis de los ensayos con recubrimientos para el capítulo siguiente. Dentro de los modelos de estimación de vida presentados en el capítulo 2, se utilizará únicamente el modelo que combina los criterios de iniciación y propagación de grietas, utilizando una longitud de iniciación variable. Este modelo, a diferencia de otros que toman arbitrariamente una longitud de iniciación fija y constante, define una longitud de iniciación de grieta no arbitraria como resultado del estado de tensiones al que está sometida la grieta y de las leyes de iniciación y propagación por fatiga. Así, se tiene en cuenta el tamaño de la zona de contacto y el gradiente de tensiones bajo dicha zona. Se utilizarán distintas variaciones del modelo, haciendo uso de los distintos criterios de iniciación y de las distintas leyes de propagación. Además, se analizará la influencia de los distintos parámetros que utiliza el modelo en la estimación de vida.

En el modelo propuesto se estudian por separado los mecanismos de iniciación y propagación, para combinarlos posteriormente. En la tabla 5.1 se presentan las distintas leyes de iniciación y propagación utilizadas en el modelo de predicción, así como una serie de abreviaturas que serán empleadas a partir de ahora para hacer referencia a cada una de ellas. Además, en la tabla también se muestra la referencia a la ecuación correspondiente a cada una de las leyes empleadas.

Tabla 5.1: Leyes de iniciación y propagación empleadas en el modelo de predicción.

Abreviatura	Ley de iniciación	
McD	McDiarmid	
FS	Fatemi-Socie	
SWT	Smith-Watson-Topper	
Cross	Crossland	

Abreviatura	Ley de propagación	Ecuación
P	Ley de Paris	(2.25)
UH2	Modificación del umbral según Haddad, versión 2	(2.32)
KH2	Modificación del FIT según Haddad, versión 2	(2.34)
KM2	Modificación del FIT propuesta por el autor, versión 2	(2.36)

Por un lado, para el estudio del mecanismo de iniciación, se utilizarán los cuatro criterios distintos de fatiga multiaxial ya presentados: McDiarmid, Fatemi-Socie, Smith-Watson-Topper y Crossland. Por otro lado, para el mecanismo de propagación se hará uso de algunas de las leyes de propagación presentadas en el capítulo 2. En este caso, las leyes de propagación utilizadas son cuatro. En primer lugar, la ley de Paris, P , que no presenta umbral de crecimiento alguno. A partir de la ley de Paris, se propusieron distintas leyes obtenidas como modificaciones de esta. Estas modificaciones pueden dividirse en dos versiones: la versión 1 se refiere a que en la ley de crecimiento, la diferencia entre el FIT y el umbral está elevada al exponente n , $(K - K_{th})^n$. La versión 2 se refiere a que el FIT y el umbral están elevados cada uno por separado al exponente n , $K^n - K_{th}^n$. De entre todas las leyes

de propagación propuestas, se ha comprobado que el grupo de leyes denominadas como versión 1 proporciona resultados inaceptables [211], obteniéndose predicciones de vidas mucho mayores a las reales. Dados los malos resultados obtenidos con este grupo de leyes, no han sido utilizadas en el modelo de predicción de vida.

Por lo tanto, para el mecanismo de propagación se usarán únicamente la ley de Paris y las leyes de la versión 2. Estas leyes se pueden diferenciar en dos grupos. Por un lado, las leyes *UH2* y *KH2*, que modifican el umbral y el FIT respectivamente, mediante la aproximación de El Haddad [52]. Por otro lado, la ley *KM2*, que modifica el FIT mediante una variante de la aproximación de El Haddad propuesta por el autor. En esta última ley es necesario definir el valor del parámetro m , que determina la velocidad de crecimiento en el rango de grietas cortas. En nuestro caso se tomará $m = 0.3$, debido a que es el valor que ofrece mejores resultados.

Para la aplicación del modelo es necesario conocer el punto de iniciación de la grieta y su dirección de crecimiento, además de las propiedades del material ya especificadas en el capítulo 3. Para encontrar el punto de iniciación de la grieta es necesario aplicar algún criterio multiaxial sobre la superficie de contacto. De este modo, se puede considerar que la grieta se inicia en el punto de la superficie donde se alcanza el máximo en el parámetro del criterio multiaxial empleado que, para todos los criterios, coincide con el límite de la zona de contacto (punto $x = a, y = 0, z = 0$). Varios autores han comprobado experimentalmente que, efectivamente, es en esta zona donde se inician las grietas [107, 231]. En cuanto a la orientación de la grieta en su crecimiento, aplicando el método según distintas orientaciones, se obtiene que la dirección perpendicular a la superficie es la más desfavorable y con la que se obtiene un valor mínimo de la vida estimada. Además, como se ha observado experimentalmente, la dirección de crecimiento de las grietas se encuentra próxima a la perpendicular a la superficie a partir de una cierta profundidad. Por lo tanto, a la hora de aplicar el modelo de predicción, se supone que la grieta se inicia en el límite de la zona de contacto (punto $x = a, y = 0, z = 0$) y crece en la dirección perpendicular a la superficie.

Otro aspecto comentado en el capítulo 2 es la relación de aspecto de la grieta, l/b , la cual es necesario tener en cuenta para calcular el factor de intensidad de tensiones (FIT). Esta relación de aspecto ha sido obtenida experimentalmente a partir de las grietas secundarias encontradas en los ensayos. La figura 4.7 muestra la evolución de esta relación de aspecto a medida que crece la grieta: esta comienza con una forma de elipse achatada ($l/b=0.5$) y, a medida que crece, tiende a una forma semicircular ($l/b=1$), siendo este comportamiento característico del contacto esférico. Por consiguiente, para el cálculo analítico del FIT se usará esta relación de aspecto obtenida experimentalmente.

Para la estimación de la vida de los diferentes ensayos realizados usando el modelo propuesto es necesario especificar la longitud final de la grieta. Dependiendo del tipo de ensayo analizado, se tomará un valor distinto de esta variable. Así, en el caso de los ensayos que han terminado con el fallo final de la probeta, se tomará como longitud final de la grieta la mitad del espesor de la probeta, 5 mm. Esta decisión está justificada porque al alcanzar la grieta esta profundidad, la velocidad de crecimiento de la misma es tal que el incremento de longitud hasta el fallo se produce en un número de ciclos que se puede considerar despreciable. Ello permite simplificar el cálculo, ya que las expresiones utilizadas para calcular el FIT sólo son válidas hasta esta profundidad [207]. Además, cuando la longitud de la grieta es igual a la mitad del espesor, la grieta ya habrá llegado a los laterales de la probeta. A partir de este punto la configuración de la grieta sería distinta, dejando de ser válida la expresión del FIT utilizada hasta el momento. Por otro lado, en el caso de las grietas secundarias encontradas en los ensayos que terminaron en fallo, para la estimación del número de ciclos necesarios para iniciar y propagar la grieta hasta su estado final, se tomará como longitud final de grieta la profundidad de la grieta secundaria medida experimentalmente, definida como b en las figuras 4.1 y 4.6, y cuyo valor se presentó en la tabla 4.1. Por último, para estimar la vida de los ensayos que no terminaron con el fallo final porque fueron interrumpidos, tanto en los denominados "No Fallo" como en los denominados "Interrumpidos",

se tomará como longitud final de grieta la mitad del espesor de la probeta, por las razones ya comentadas anteriormente.

Como se ha indicado, en algunas de las variantes del modelo propuesto se emplea la constante l_0 , así como el umbral de grieta larga, $K_{th\infty}$, y el límite de fatiga, σ_f . Por lo tanto, es necesario fijar los valores de estos parámetros antes de usar el modelo de predicción en sus distintas variantes. En primer lugar, dado que el aluminio no presenta un límite de fatiga definido en torno a 10^6 ciclos como los materiales férricos, habrá que escoger un límite de fatiga para un determinado número de ciclos. En cuanto al umbral de grieta larga, $K_{th\infty}$, en la literatura se han encontrado distintos valores para este parámetro, desde 2.2 hasta $2.75 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Por último, la constante l_0 depende de $K_{th\infty}$ y σ_f , por lo que se determinará su valor una vez fijados estos dos parámetros.

Con objeto de escoger unos valores para estos tres parámetros dentro del rango mencionado, se hace un análisis previo. En principio, se toman dos valores distintos para el límite de fatiga, $\sigma_f = 169$ y 118 MPa , correspondientes a 10^6 y 10^7 ciclos respectivamente. En cuanto al umbral $K_{th\infty}$, se toman los valores 2.2 y $2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. En la tabla 5.2 se presentan los valores de estos parámetros para las cuatro opciones elegidas. Los valores presentados hacen referencia a la parte positiva del umbral y del límite de fatiga para $R=-1$.

Tabla 5.2: Valores escogidos de $K_{th\infty}$, σ_f y l_0 .

$K_{th\infty}$ ($\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$)	σ_f (MPa)	l_0 (μm)
2.2	169	53.9
2.5	169	69.7
2.2	118	110.6
2.5	118	142.9

La elección del límite de fatiga y del umbral no es sencilla, pero, tras un análisis previo, los valores de estos parámetros que ofrecen mejores resultados en el conjunto de todos los ensayos, es decir, los que terminaron en fallo y los que no fallaron,

se corresponden con la primera opción de la tabla 5.2. Por lo tanto, en adelante, en el modelo de predicción de vida se usará un límite de fatiga de $\sigma_f=169$ MPa y un umbral de crecimiento de $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$. En cualquier caso, en las distintas predicciones de vida, se utilizarán los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento de la tabla 5.2, con el fin de estudiar la influencia de estos parámetros en las estimaciones de vida.

Antes de utilizar el modelo propuesto sobre los distintos tipos de ensayos es necesario definir qué se va a considerar como vida infinita en las predicciones. A diferencia de los métodos de predicción en los que únicamente se considera el mecanismo de propagación, el modelo propuesto no es capaz de predecir vidas infinitas. El caso extremo será aquel en que la grieta no sea capaz de crecer en ningún momento mediante la mecánica de la fractura. En este caso, la vida vendrá determinada exclusivamente por el mecanismo de iniciación y por las tensiones existentes en el punto donde la supuesta grieta alcanza su longitud final, punto en el que ha desaparecido la influencia del contacto y únicamente existe la tensión axial aplicada sobre la probeta. Es decir, en el caso analizado, utilizando el modelo propuesto se obtiene una vida determinada por la curva $S-N$ del material y la tensión axial aplicada a la probeta. Si se utiliza una curva $S-N$ como la propuesta, del tipo $\Delta\sigma/2 = \sigma'_f (2N_f)^b$, la vida, aunque alta, será finita. Estas vidas estimadas, en la totalidad de los ensayos analizados, serían varios órdenes de magnitud superiores al número de ciclos en el que se produjo el fallo o se interrumpieron los ensayos, por lo que se pueden suponer como vidas infinitas.

Este método sólo es capaz de predecir vidas infinitas en el caso en el que el material empleado tenga un límite de fatiga. Dado que la vida total es la suma de la de iniciación y la de propagación, se debe cumplir para cualquier longitud de grieta que alguna de las dos, iniciación o propagación, sea infinita. Tal y como se ha visto en la explicación del modelo en el capítulo 2, cerca de la superficie, el número de ciclos de iniciación es menor que el de propagación, al contrario de lo que ocurre lejos de la superficie. Por lo tanto, la única forma para que se obtenga

una vida infinita es que, en la curva de iniciación se alcance el límite de fatiga a una profundidad en la que todavía el FIT sea menor que el umbral de crecimiento. De este modo, llegada a esa profundidad, la grieta no puede progresar por ninguno de los mecanismos, iniciación y propagación. Sin embargo, debido a que las aleaciones de aluminio no presentan un límite de fatiga definido (figura 3.5), en los ensayos analizados en esta tesis se estimarán siempre vidas finitas con el método propuesto.

Por lo tanto, dada la imposibilidad de predecir una vida infinita, es necesario establecer un determinado número de ciclos lo suficientemente grande para considerarlo vida infinita. De este modo, a partir de este punto se tomará como vida infinita $5 \cdot 10^6$ ciclos, coincidiendo, de este modo, con el número de ciclos tras el cual se han interrumpido los ensayos no terminados en fallo.

Como ya se ha comentado, en este capítulo se contrastará el modelo de predicción de vida propuesto anteriormente con los resultados experimentales presentados en el capítulo 4. Con este fin, se utilizará el modelo de predicción sobre los siguientes tipos de ensayos: los que terminaron con el fallo final de la probeta, los que no terminaron en fallo y, por último, los denominados "*Interrumpidos*".

5.1. Estimación de vida en ensayos terminados en fallo

A continuación se realizará la predicción de vida de los ensayos sobre probetas sin recubrir que terminaron en fallo. Este grupo incluye los ensayos "*Fallo Sin*", así como los "*Fallo Todos*" no recubiertos, del cuadrante de la figura 4.2. Los datos y resultados experimentales de estos ensayos se presentaron en la tabla 4.1.

Para la estimación de vida, se usará el modelo de predicción propuesto en sus distintas variantes, utilizando las distintas leyes de iniciación y propagación presentadas en la tabla 5.1. Como ya se ha comentado, para la aplicación del modelo de predicción de vida se usará un límite de fatiga $\sigma_f = 169$ MPa y un umbral $K_{th\infty} = 2.2$ MPa \sqrt{m} . De los distintos criterios de fatiga multiaxial para modelar el

mecanismo de iniciación, se hará uso del criterio de McDiarmid. Más adelante se estudiará la influencia sobre las estimaciones de vida del criterio multiaxial usado, así como de los distintos parámetros utilizados en el modelo, σ_f y $K_{th\infty}$.

En la figura 5.1 se muestra un ejemplo de la aplicación del modelo de predicción sobre uno de los ensayos que terminaron en fallo, en concreto el ensayo 68-120(Sin), en el que se produjo el fallo tras 607558 ciclos. Como ya se ha señalado, se han usado los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} , y el criterio de McDiarmid como criterio de fatiga multiaxial. Se han utilizado las distintas leyes de propagación con el fin de comparar los resultados obtenidos con cada una de ellas.

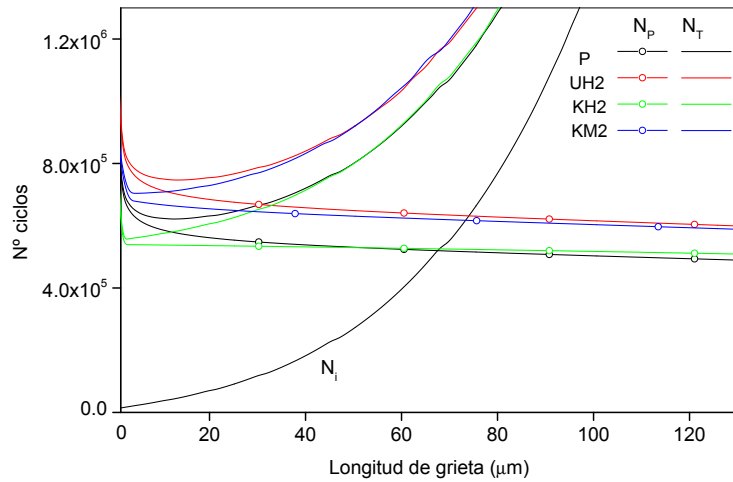


Figura 5.1: Curvas de número de ciclos de iniciación, de propagación y total en el ensayo 68-120(Sin), utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa, $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

En la figura se muestran las distintas curvas de iniciación y propagación frente a la longitud de grieta, utilizadas en el modelo. En primer lugar, se representa la curva de vida de iniciación frente a la longitud de grieta, N_i . En este caso, debido a que se ha utilizado el mismo criterio multiaxial para modelar la iniciación, la curva

N_i es la misma independientemente de la ley de propagación utilizada. En segundo lugar, se representan las distintas curvas de propagación, N_p , para las cinco leyes de propagación utilizadas. Por último, para cada caso, se muestra la suma de ambas curvas, iniciación y propagación, N_T , que representa la vida total y cuyo mínimo determina la vida estimada y la longitud de iniciación de grieta. Como se puede observar, la curva de iniciación es creciente debido a que al aumentar la profundidad, las tensiones disminuyen. En cuanto a las curvas de propagación, cada uno de los casos exhibe un comportamiento distinto que afectará de forma decisiva a la predicción final de la vida. El comportamiento de las distintas curvas de propagación vendrá impuesto, para cada caso, por la velocidad de crecimiento de grieta. De este modo, con el fin de explicar los distintos comportamientos, la figura 5.2 presenta, para cada una de las leyes de crecimiento utilizadas, la velocidad de crecimiento en función de la longitud de la grieta para el ensayo analizado.

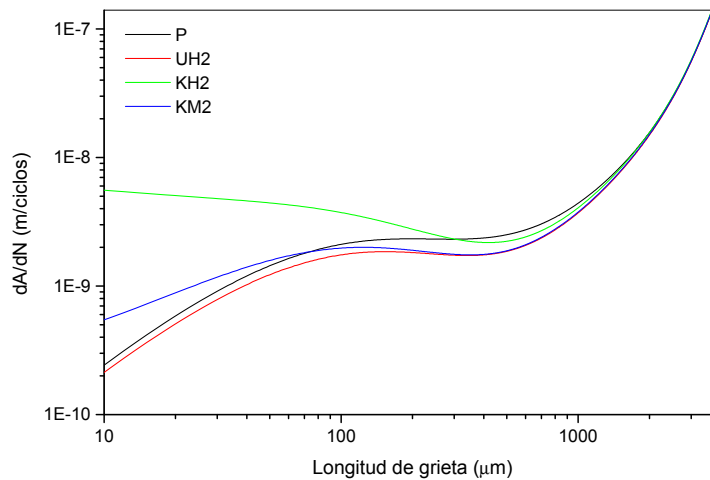


Figura 5.2: Velocidad de crecimiento en función de la longitud de la grieta en el ensayo 68-120(Sin), utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa, $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

En esta figura se muestra una diferencia fundamental entre las leyes que modifican el umbral y las que modifican el FIT en la zona de grieta pequeña. En la ley que modifica el umbral, $UH2$, ecuación (2.32), el parámetro que lo modifica es menor que la unidad tendiendo a cero cuando la longitud de la grieta disminuye. Por ello, para una longitud de grieta nula, el término del umbral se anula y la velocidad de crecimiento de la grieta en esos instantes se hace igual a la dada por la ley de Paris. Al crecer la grieta, el umbral irá aumentando desde cero hasta el valor para grietas largas. La velocidad de crecimiento se irá aproximando a la de grietas largas aunque en todo momento estará por debajo de la velocidad dada por la ley de Paris. Esto implica que sus estimaciones de vida siempre serán mayores que las obtenidas con la ley de Paris. Sin embargo, en las leyes que modifican el factor intensidad de tensiones, $KH2$ y $KM2$, ecuaciones (2.34) y (2.36), la situación es diferente. En este caso, cuando la grieta es muy pequeña, el factor que multiplica al FIT tiende a infinito y se va acercando a la unidad cuando la grieta crece. Por lo tanto, en el inicio de la grieta, se tiene un FIT prácticamente nulo multiplicado por un factor muy elevado, lo que da lugar a un FIT modificado finito pero mayor que en el caso de la ley de Paris. De este modo, cuando las grietas son cortas, la velocidad de crecimiento será superior a la obtenida con la ley de Paris, siendo al contrario cuando la grieta es larga. Por esta razón, las estimaciones de vida obtenidas modificando el FIT pueden ser mayores o menores que las obtenidas con la ley de Paris.

En la figura 5.1 se observa que las curvas de propagación debidas a P y $UH2$ muestran una forma parecida, siendo casi paralelas, con la única diferencia que la curva debida a $UH2$ se sitúa por encima de la debida a P . La razón es que en el caso de $UH2$ la velocidad de crecimiento exhibida para todas las longitudes de grieta es menor que la de P , como se muestra en la figura 5.2. En ambos casos, P y $UH2$, se obtiene una longitud de iniciación de grieta de $12 \mu\text{m}$ y la vida de iniciación se corresponde con un 6% del total. Por otro lado, las curvas de propagación debidas a $KH2$ y $KM2$ muestran un comportamiento distinto al resto, disminuyendo más

lentamente que en el resto de los casos. La razón es que para $KH2$ y $KM2$ la velocidad de crecimiento es mayor que en el resto de los casos, cuando las grietas son cortas, figura 5.2. De este modo, utilizando las leyes de propagación $KH2$ y $KM2$, el mínimo de la vida total se produce más cerca de la superficie (la longitud de iniciación de grieta es de $1.5 \mu\text{m}$ y $6 \mu\text{m}$ para $KH2$ y $KM2$ respectivamente), siendo la vida de iniciación de tan sólo el 3% del total.

Al comparar estas dos leyes, $KH2$ y $KM2$, se comprueba en la figura 5.1 que la segunda ofrece una vida estimada mayor. Esto se debe a que, en el rango de grietas cortas, la ley $KM2$ presenta velocidades de propagación menores que la ley $KH2$, figura 5.2. De hecho, esta es precisamente la principal diferencia entre ambas leyes. Como ya se ha comentado, la ley $KM2$ es una variación de la $KH2$, en la que se ha incluido un factor m , cuyo valor oscila entre 0 y 1 (en nuestro caso se ha tomado $m = 0.3$). El efecto de este factor es disminuir la velocidad de crecimiento en el rango de grietas cortas, siendo mayor su efecto cuanto menor es su valor. El caso extremo en el que $m = 1$, dicho factor no produce alteración alguna de la ley original $KH2$.

Por último, los resultados obtenidos en las estimaciones de vida de este ensayo concreto, con las distintas leyes de propagación utilizadas, son bastante aceptables, estando el cociente entre vidas estimadas y reales entre 0.91 para la ley $KH2$ y 1.23 para $UH2$.

Del mismo modo que se ha aplicado el modelo propuesto al ensayo 68-120 (Sin), se hace con el resto de los ensayos con probetas sin recubrir que han terminado en fallo. En la tabla 5.3 se muestran los resultados de las predicciones realizadas utilizando McDiarmid como criterio multiaxial y los valores $\sigma_f=169 \text{ MPa}$ y $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. En dicha tabla se muestra, para cada ensayo, la vida real y las predicciones de vida utilizando las distintas leyes de propagación.

La figura 5.3 muestra gráficamente los resultados de las predicciones realizadas. En dicha gráfica se representa la vida estimada frente a la vida real, para las distintas leyes de propagación.

Tabla 5.3: Cocientes entre vidas estimadas y reales, en los ensayos terminados en fallo, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

Ensayo	Vida real	Paris	UH2	KH2	KM2
45-210 (Sin)	$1.68 \cdot 10^6$	0.81	1.34	1.14	1.38
47-210 (Sin)	$2.34 \cdot 10^6$	0.52	0.80	0.68	0.81
50-210 (Sin)	847271	1.40	2.15	1.80	2.17
60-210 (Sin)	753283	0.92	1.14	0.92	1.09
68-210 (Sin)	587516	0.75	0.85	0.67	0.79
82-210 (Sin)	403948	0.63	0.68	0.51	0.62
95-210 (Sin)	270845	0.63	0.66	0.49	0.60
55-170 (Sin)	$1.59 \cdot 10^6$	0.56	0.75	0.61	0.73
60-170 (Sin)	702819	1.08	1.36	1.08	1.31
68-170 (Sin)	427910	1.15	1.32	1.02	1.23
82-170 (Sin)	401324	0.74	0.80	0.59	0.73
95-170 (Sin)	276826	0.71	0.75	0.54	0.67
60-140 (Sin)	782431	1.09	1.44	1.13	1.40
60-120 (Sin)	839337	0.99	1.28	0.98	1.24
68-120 (Sin)	607558	1.02	1.23	0.91	1.16
82-120 (Sin)	413374	0.91	1.01	0.72	0.92
95-120 (Sin)	315202	0.79	0.84	0.58	0.75
112-120 (Sin)	210934	0.70	0.73	0.49	0.64
68-60 (Sin)	$1.05 \cdot 10^6$	0.91	1.25	0.85	1.37
82-60 (Sin)	722298	0.82	0.98	0.63	0.96
112-60 (Sin)	221537	1.04	1.11	0.68	0.97
82-30 (Sin)	$2.95 \cdot 10^6$	0.31	0.43	0.24	0.66
95-30 (Sin)	355607	1.76	2.16	1.17	2.46
112-30 (Sin)	326391	1.28	1.46	0.78	1.41

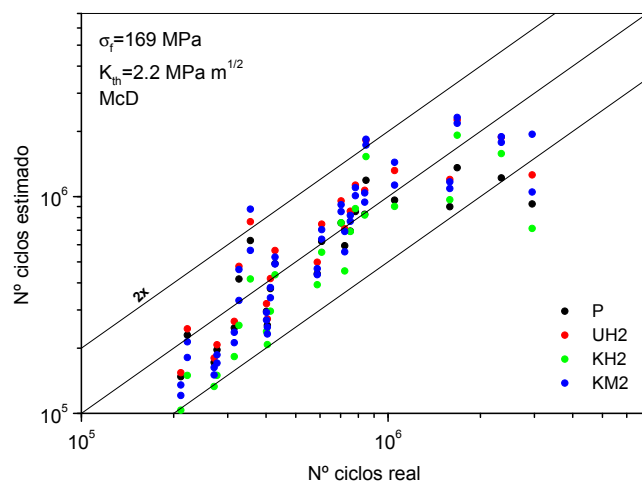


Figura 5.3: Estimaciones de vida en los ensayos terminados en fallo, utilizando los valores $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ y el criterio multiaxial de McDiarmid.

Para contrastar de forma más objetiva y resumida los resultados es necesario recurrir a parámetros estadísticos. Para ello, se calcula para cada ensayo el cociente entre la vida estimada y la vida real obtenida experimentalmente, c_i . Debido a que las vidas en fatiga se suelen representar por una distribución logarítmico-normal, se calculará la media y la desviación típica sobre los logaritmos de los cocientes entre las vidas estimadas y las reales. Finalmente, los parámetros mostrados serán los antilogaritmos de dicha media y desviación típica. Por lo tanto, a partir de este punto, la media y la dispersión de los resultados de las estimaciones de vida se calcularán según las siguientes ecuaciones:

$$\begin{aligned}
 c_i &= \frac{N_i \text{ estimada}}{N_i \text{ real}} \\
 \text{Media} \quad \bar{c} &= 10^{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \log c_i} \\
 \text{Dispersión} \quad Desv &= 10^{\sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n (\log c_i - \log \bar{c})^2}}
 \end{aligned} \tag{5.1}$$

Aplicando esta metodología a las estimaciones de vida realizadas, se obtienen los resultados de la tabla 5.4. Dichas estimaciones se han realizado utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} , y los distintos criterios de fatiga multiaxial, con el fin de analizar la influencia de este parámetro sobre la predicción de la vida.

Tabla 5.4: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} . Número de ensayos, de un total de 24 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

Método		McD	FS	SWT	Cross
P	Media	0.85	0.85	0.84	0.91
	Dispersión	1.43	1.43	1.43	1.44
	Nº	24	24	24	24
UH2	Media	1.03	1.03	1.03	1.11
	Dispersión	1.46	1.46	1.46	1.46
	Nº	24	24	24	24
KH2	Media	0.74	0.74	0.74	0.78
	Dispersión	1.50	1.50	1.51	1.49
	Nº	24	24	24	24
KM2	Media	1.01	1.01	1.00	1.06
	Dispersión	1.47	1.47	1.47	1.49
	Nº	24	24	24	24

Con el fin de obtener la máxima información y no desvirtuar estos resultados resumidos, los valores medios y las desviaciones se calculan sobre los ensayos en los que se predice vida finita, definiendo vida finita como las menores a $5 \cdot 10^6$ ciclos. De este modo, para completar esta información, en la última fila de la tabla 5.4 se incluye el número de ensayos en los que se predice vida finita. En este caso, en todos los ensayos analizados que terminaron en fallo se ha predicho vida finita.

Respecto al criterio de fatiga multiaxial empleado, su influencia en la estimación de vida dependerá de la importancia de la fase de iniciación en la vida total. Dada la importancia de este aspecto, se han calculado, en cada una de las estimaciones

realizadas para cada ensayo, la longitud de iniciación de grieta y la fracción de vida empleada en iniciación. En la tabla 5.5 se muestran los valores medios de estas variables, en función del criterio multiaxial utilizado.

Tabla 5.5: Valores medios de la longitud de iniciación y de la fracción de vida empleada en iniciación, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} .

Método		McD	FS	SWT	Cross
P	l_i (μm)	14	14	14	10
	% iniciación	8	8	8	13
UH2	l_i (μm)	15	15	15	11
	% iniciación	8	8	7	12
KH2	l_i (μm)	2	2	2	2
	% iniciación	4	4	3	8
KM2	l_i (μm)	8	8	8	5
	% iniciación	6	6	6	9

En primer lugar se estudiará la influencia de la ley de propagación utilizada en la predicción de vida, por lo que será necesario fijar el criterio multiaxial empleado. Para ello se analizarán los resultados presentados en las tablas 5.4 y 5.5, correspondientes a un único criterio multiaxial, el de McDiarmid. Se pueden sacar las siguientes conclusiones:

Utilizando la ley de Paris sin modificar, P , a pesar de su simplicidad, se obtienen unos resultados bastante aceptables, aunque algo conservativos ($\bar{c}=0.85$). Los peores resultados utilizando P se producen para los ensayos con grandes vidas, por encima de 10^6 ciclos (figura 5.3). Esto se debe a que en estos ensayos con grandes vidas, el nivel de tensiones es bastante bajo y cercano al límite de fatiga, por lo que se hace necesario modificar la ley de Paris de algún modo, para tener en cuenta el umbral de crecimiento. De hecho, estos son los casos en los que las modificaciones propuestas mejoran las predicciones de la ley de Paris sin modificar, P . En el resto de los casos, la ley P ofrece unos resultados aceptables.

En cuanto al resto de las leyes de crecimiento utilizadas, a partir de las velo-

idades mostradas en la figura 5.2 y tomando como referencia la ley de Paris sin modificar, P , se distinguen dos grupos. En el primero, se encuentra la ley $UH2$, que modifica el umbral de crecimiento. Esta ley ofrece una velocidad de crecimiento menor para todo el rango de longitudes de grieta que la ofrecida por P , por lo que se obtendrán mayores vidas estimadas ($\bar{c}=1.03$). El segundo grupo de leyes son las que modifican el FIT, es decir, $KH2$ y $KM2$. Ambas leyes ofrecen una mayor velocidad que P cuando las grietas son cortas, siendo al revés cuando las grietas son largas. El valor de la longitud de grieta en el que se invierte este efecto será determinante en el hecho de que se obtengan vidas estimadas mayores o menores que las obtenidas con P . Entre estas dos leyes, $KH2$ y $KM2$, es con la primera con la que se obtienen menores vidas estimadas, debido a las mayores velocidades que presenta. De hecho, $KH2$ es la ley que ofrece los resultados más conservativos de todas las utilizadas ($\bar{c}=0.74$).

Por otro lado, como se aprecia en la tabla 5.5, las leyes P y $UH2$ ofrecen mayores longitudes de iniciación y mayores fracciones de vida de iniciación que las leyes $KH2$ y $KM2$. La explicación a estos resultados es que las leyes que modifican el FIT, $KH2$ y $KM2$, son las que mejor modelan el crecimiento de grietas cortas, restándole protagonismo a la curva de iniciación a la hora de reflejar esta parte del crecimiento de la grieta, por lo que la iniciación tendrá menos importancia que en el resto de los casos.

A continuación se estudiará la influencia del criterio de fatiga multiaxial utilizado en la predicción de vida. A partir de los datos presentados en las tablas 5.4 y 5.5, se pueden sacar las siguientes conclusiones:

En las tablas 5.4 y 5.5 se diferencian dos grupos en función al criterio multiaxial empleado. Por un lado, utilizando los criterios de McDiarmid, Fatemi-Socie y Smith-Watson-Topper se obtiene prácticamente el mismo resultado, sea cual sea la ley de propagación utilizada. Por otro lado, el criterio de Crossland ofrece resultados distintos de los demás: se obtienen mayores vidas estimadas, así como menores longitudes de iniciación y mayores fracciones de vida de iniciación. La

variación de la vida estimada al usar este último criterio frente a los demás no es muy grande y dependerá de la importancia de la fase de iniciación en la vida total. Dicha variación es algo mayor para los casos P y $UH2$, del orden del 8 %, debido a la mayor fracción de vida empleada en iniciación en estos casos. Sin embargo, la diferencia de vida estimada al usar los distintos criterios de iniciación es menor en los casos de $KH2$ y $KM2$, un 5 %, debido a la menor fracción de vida dedicada a la iniciación.

Por último, a partir del análisis realizado, se pueden sacar dos conclusiones. Por un lado, $UH2$ y $KM2$ son las leyes de propagación con las que mejores resultados se obtienen en la estimación de vida, siendo estos resultados muy satisfactorios. Por otro lado, la variación de la vida estimada al utilizar uno u otro criterio de fatiga multiaxial no es importante, por lo que a la hora de estimar la vida no es relevante la elección del criterio multiaxial.

5.1.1. Influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento

En el apartado anterior se ha realizado la predicción de vida para los ensayos sin recubrir terminados en fallo, fijando los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento: $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} . A continuación se realizarán las predicciones de vida utilizando distintos valores del límite de fatiga (118 y 169 MPa) y del umbral de crecimiento (2.2 y 2.5 MPa \sqrt{m}), con el fin de analizar la influencia de ambos parámetros sobre la predicción de la vida. Debido a que, como se ha concluido anteriormente, el criterio multiaxial empleado no tiene excesiva influencia en la estimación de vida, estas se han realizado utilizando un único criterio de fatiga multiaxial, el de McDiarmid. En la tabla 5.6 se presentan los resultados de las predicciones realizadas. En dicha tabla aparecen la media y la dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, c_i , utilizando las distintas leyes de propagación, en función del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. También se incluye el número de ensayos en los que se predice vida finita.

Tabla 5.6: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 24 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=118 \text{ MPa}$	Media	0.85	0.98	0.61	0.83	1.08	0.62	0.97
	Dispersión	1.43	1.46	1.52	1.49	1.51	1.61	1.69
	N°	24	24	24	24	24	24	24
$\sigma_f=169 \text{ MPa}$	Media	0.85	1.03	0.74	1.01	1.19	0.82	1.23
	Dispersión	1.43	1.46	1.50	1.47	1.57	1.66	1.72
	N°	24	24	24	24	24	24	22

A partir de los datos presentados en la tabla 5.6, se puede estudiar la influencia sobre la vida estimada de los dos parámetros analizados, límite de fatiga y umbral de crecimiento. La influencia de ambos parámetros sobre la vida estimada vendrá dada a través de la velocidad de crecimiento ofrecida con los distintos valores de dichos parámetros. Con el fin de explicar los resultados obtenidos en las estimaciones, la figura 5.4 presenta, para los dos valores del límite de fatiga y los dos valores del umbral de crecimiento utilizados, la velocidad de crecimiento en función de la longitud de la grieta para el ensayo 68-120 (Sin), analizado en el apartado anterior. Este ejemplo representa de forma cualitativa al conjunto de ensayos analizados que terminaron en fallo.

En primer lugar se analizará la influencia del umbral de crecimiento empleado sobre la estimación de vida. Como es lógico, cuando se utiliza la ley de Paris sin modificar, P , el valor del umbral no influye para nada, por lo que se obtienen los mismos resultados sea cual sea el umbral, como se observa en los resultados presentados en la tabla 5.6. En cuanto al resto de leyes de propagación, la variación del umbral afecta en dos sentidos opuestos a las expresiones de la velocidad de crecimiento.

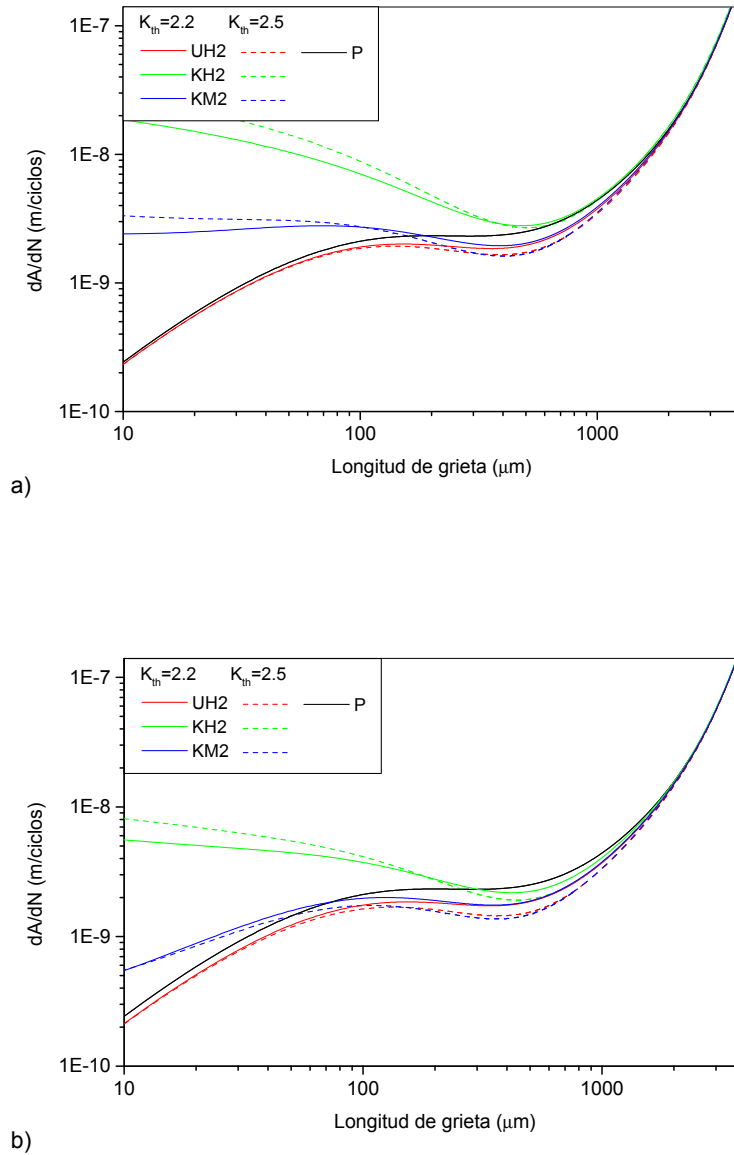


Figura 5.4: Velocidad de crecimiento en función de la longitud de la grieta en el ensayo 68-120 (Sin), para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$: a) $\sigma_f = 118$ MPa; b) $\sigma_f = 169$ MPa.

Por un lado, influye directamente en la velocidad de crecimiento, de forma que al aumentar el umbral genera velocidades de crecimiento menores, dando lugar a vidas más largas. Por otro lado, el umbral afecta también al parámetro l_0 , de forma que al aumentar el umbral aumenta l_0 , dando lugar a velocidades más altas y vidas más cortas. Por lo tanto, estos dos efectos trabajan en sentidos opuestos en la velocidad de crecimiento y, por lo tanto, en la vida estimada, aunque el peso de cada uno es distinto para las distintas leyes de crecimiento.

En el caso de la ley de crecimiento que modifica el umbral, *UH2*, en todo el rango de longitud de grieta, pesa más el efecto directo del umbral que su efecto a través de l_0 . Por lo tanto, como se muestra en la figura 5.4, con esta ley, un mayor valor del umbral da lugar a menores velocidades en todo el rango de longitud de grieta y, como consecuencia, se obtienen mayores vidas estimadas, como se aprecia en la tabla 5.6. En cambio, en los casos de las leyes de crecimiento en las que se modifica el FIT, *KH2* y *KM2*, el comportamiento es distinto. Para longitudes de grieta pequeñas, pesa más el efecto del umbral a través de l_0 que su efecto directo. De este modo, para pequeñas longitudes de grieta, un mayor valor del umbral produce una mayor velocidad de crecimiento. Sin embargo, para longitudes de grietas mayores, del orden de l_0 , se invierte el efecto. Este hecho se observa claramente en la figura 5.4. Por lo tanto, la influencia del umbral sobre la velocidad de crecimiento es distinta dependiendo de la longitud de grieta, por lo que habrá que analizar qué zona influye más en la vida final estimada. La zona con menor velocidad será la que mayor peso tenga en la vida estimada, ya que contribuirá con un mayor número de ciclos en la vida total. Esta zona, como se aprecia en la figura 5.4, se corresponde con longitudes de grietas del orden de l_0 , donde un aumento del umbral produce una disminución de velocidades. En consecuencia, debido a las menores velocidades de propagación en la zona más influyente, un mayor umbral produce mayores vidas estimadas, como se aprecia en la tabla 5.6.

Por último, se estudiará la influencia del valor del límite de fatiga empleado

sobre la estimación de vida. Este parámetro no afecta en modo alguno a la vida estimada cuando se utiliza la ley de Paris sin modificar, P . Sin embargo, no ocurre lo mismo con el resto de leyes de propagación. En estos casos, la variación del límite de fatiga afecta únicamente al parámetro l_0 , de forma que al aumentar el límite de fatiga disminuye l_0 , dando lugar a velocidades más bajas, figura 5.4. Como consecuencia de esta disminución en la velocidad de propagación, se obtienen mayores vidas estimadas, tal y como queda reflejado en la tabla 5.6.

A raíz del estudio realizado, se pueden sacar dos conclusiones. Por un lado, se puede afirmar de forma general que, un aumento de cualquiera de los dos parámetros analizados, límite de fatiga y umbral de crecimiento, produce un aumento en la vida estimada. Por otro lado, como se aprecia en la tabla 5.6, los valores de dichos parámetros que ofrecen mejores resultados son $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

5.2. Estimación de grietas secundarias en ensayos terminados en fallo

En este apartado se analizarán las grietas secundarias encontradas en los ensayos sobre probetas sin recubrir que terminaron en fallo. En cada uno de los ensayos, se estimará el número de ciclos necesarios para iniciar la grieta secundaria y propagarla hasta su longitud final. Para ello, se utilizará el modelo de predicción propuesto y se tomará como longitud final de grieta la profundidad de la grieta secundaria medida experimentalmente, definida como b en las figuras 4.1 y 4.6, y cuyo valor se presentó en la tabla 4.1. Del mismo modo que en el apartado anterior, para la aplicación del modelo de predicción de vida se usará un límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa y un umbral $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$. Para modelar el mecanismo de iniciación se hará uso de los distintos criterios multiaxiales, con el fin de estudiar su influencia en la estimación de la vida. La figura 5.5 muestra gráficamente los resultados de las predicciones realizadas. En ella se representa la vida estima-

da frente a la vida real, para las distintas leyes de propagación. En dicha gráfica únicamente se muestran los resultados obtenidos utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid.

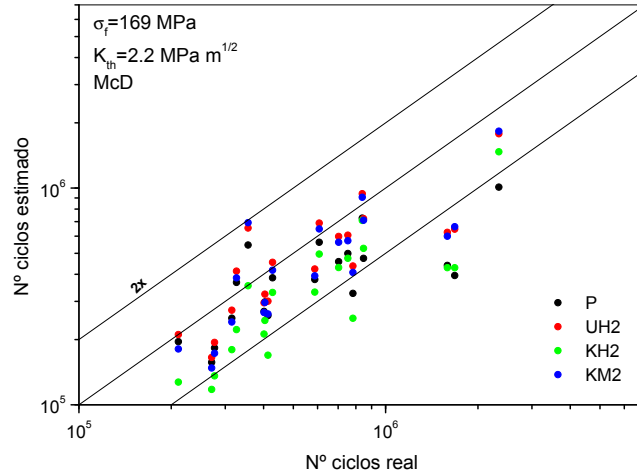


Figura 5.5: Estimaciones de vida de grietas secundarias en los ensayos terminados en fallo, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

A simple vista se observa que, comparando estos resultados con los obtenidos en las predicciones de vida de estos mismos ensayos, figura 5.3, el conjunto de las estimaciones ofrece un resultado más conservativo. Al igual que se hizo en el apartado anterior, en la tabla 5.7 se muestran los valores medios y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, c_i , calculados según la ecuación (5.1). Las estimaciones se han realizado utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} , y los distintos criterios de fatiga multiaxial. En la última fila de la tabla se incluye el número de ensayos, de un total de 20, en los que se predice vida finita, entendiéndose como vida finita aquella menor de $5 \cdot 10^6$ ciclos. En este caso, en todos los ensayos analizados que terminaron en fallo se ha predicho vida finita.

Tabla 5.7: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales de grietas secundarias, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$. Número de ensayos, de un total de 20 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

Método		McD	FS	SWT	Cross
P	Media	0.65	0.65	0.65	0.72
	Dispersión	1.55	1.56	1.55	1.56
	N°	20	20	20	20
UH2	Media	0.81	0.81	0.80	0.87
	Dispersión	1.45	1.45	1.44	1.46
	N°	20	20	20	20
KH2	Media	0.55	0.55	0.55	0.58
	Dispersión	1.44	1.44	1.44	1.44
	N°	20	20	20	20
KM2	Media	0.76	0.76	0.75	0.79
	Dispersión	1.46	1.46	1.46	1.49
	N°	20	20	20	20

Para cada una de las estimaciones realizadas, se ha calculado la longitud de iniciación de grieta y la fracción de vida empleada en iniciación. La tabla 5.8 presenta los valores medios de dichas variables, en función del criterio multiaxial empleado.

Tabla 5.8: Valores medios de la longitud de iniciación y de la fracción de vida empleada en iniciación, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

Método		McD	FS	SWT	Cross
P	l_i (μm)	14	14	14	10
	% iniciación	9	9	9	15
UH2	l_i (μm)	15	15	15	11
	% iniciación	8	8	8	13
KH2	l_i (μm)	2	2	2	2
	% iniciación	4	4	4	9
KM2	l_i (μm)	5	5	5	3
	% iniciación	5	5	5	9

A la vista de los resultados presentados, se observa que las vidas estimadas son más conservativas que en las predicciones de vida realizadas en el apartado anterior. De hecho, para todas las leyes de propagación utilizadas se obtienen valores de \bar{c} menor a la unidad.

En primer lugar se estudiará la influencia de la ley de propagación utilizada en la predicción de vida. Para ello se analizarán los resultados presentados en las tablas 5.7 y 5.8, correspondientes a un único criterio multiaxial, el de McDiarmid. Se pueden sacar las mismas conclusiones que en el apartado anterior. Haciendo uso de la ley de Paris sin modificar, P , se obtienen resultados algo conservativos, sobre todo en los ensayos con grandes vidas, por encima de 10^6 ciclos (figura 5.5). En cuanto al resto de las leyes de crecimiento utilizadas, $UH2$ es con la que se obtienen resultados menos conservativos ($\bar{c}=0.81$) y con $KH2$ los más conservativos ($\bar{c}=0.55$). Con la otra ley de crecimiento, $KM2$, se obtienen resultados intermedios a los anteriores.

Por último, se analizará la influencia del criterio de fatiga multiaxial utilizado en la predicción de vida. En este caso, a la vista de las tablas 5.7 y 5.8, las conclusiones a las que se llegan coinciden con las del apartado anterior. Se diferencian dos grupos en función al criterio multiaxial empleado: uno formado por los criterios de McDiarmid, Fatemi-Socie y Smith-Watson-Topper, y otro por el criterio de Crossland. Al comparar estos dos grupos se observa que usando el criterio de Crossland se obtienen mayores vidas estimadas, menores longitudes de iniciación y mayores fracciones de vida de iniciación que con el resto de criterios. Aunque se ha comprobado que existe cierta diferencia en los resultados obtenidos con los diferentes criterios multiaxiales, se aprecia que dicha diferencia no es importante, por lo que a la hora de utilizar el modelo de predicción de vida propuesto no es relevante la elección del criterio multiaxial.

5.2.1. Influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento

Con objeto de estudiar la influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento utilizado sobre la vida estimada, se realizarán las predicciones de vida utilizando distintos valores del límite de fatiga (118 y 169 MPa) y del umbral de crecimiento (2.2 y 2.5 MPa \sqrt{m}). Para dichas predicciones se ha utilizado un único criterio de fatiga multiaxial, el de McDiarmid. En la tabla 5.9 se presentan los resultados obtenidos, en función de las distintas leyes de propagación, límite de fatiga y umbral de crecimiento. Igualmente se muestra el número de ensayos, de un total de 20, en los que se predice vida finita.

Tabla 5.9: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 20 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{m}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{m}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=118 \text{ MPa}$	Media	0.65	0.77	0.43	0.63	0.84	0.44	0.76
	Dispersión	1.56	1.46	1.50	1.41	1.42	1.49	1.44
	N°	20	20	20	20	20	20	20
$\sigma_f=169 \text{ MPa}$	Media	0.65	0.81	0.55	0.76	0.94	0.62	0.91
	Dispersión	1.56	1.45	1.44	1.46	1.40	1.42	1.50
	N°	20	20	20	20	20	20	18

Al analizar la influencia de los dos parámetros estudiados sobre la estimación de vida, las conclusiones que se obtienen son idénticas a las del apartado anterior. Ninguno de estos parámetros influye, como es lógico, en la ley de Paris sin modificar, P . En cuanto al resto de leyes de propagación, la variación de estos parámetros afecta de distinta forma a las expresiones de la velocidad de crecimiento. A pesar de ello, para las tres leyes, $UH2$, $KH2$ y $KM2$, se obtienen los mismos resultados: un aumento de cualquiera de los dos parámetros analizados, límite de fatiga y umbral de crecimiento, produce un aumento en la vida estimada.

5.3. Estimación de vida en ensayos no terminados en fallo

En este apartado se aplicará el modelo propuesto a la predicción de vida de los ensayos que no finalizaron con el fallo final de la probeta porque fueron interrumpidos antes. Estos ensayos han sido realizados únicamente sobre probetas sin recubrir y se denominaron "No Fallo" en el cuadrante de la figura 4.2. Los resultados experimentales de estos ensayos fueron presentados en la tabla 4.2.

Para realizar las predicciones se han utilizado las distintas variantes del modelo propuesto, con las diferentes leyes de iniciación y propagación presentadas en la tabla 5.1. Para modelar la iniciación, se ha fijado el criterio multiaxial de McDiarmid, mientras que la propagación ha sido estudiada con las distintas leyes de propagación propuestas, con el fin de comparar los resultados obtenidos con cada una de ellas. En este tipo de ensayos que no terminaron en fallo, con bajos niveles de cargas y cercanos al umbral de crecimiento, los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento son determinantes en la predicción de vidas infinitas. Por ello, con el fin de analizar la influencia de ambos parámetros, se han usado los distintos valores del límite de fatiga (118 y 169 MPa) y del umbral de crecimiento (2.2 y 2.5 MPa \sqrt{m}).

Fijado el criterio multiaxial, cada una de las distintas variantes del modelo de predicción se diferencian únicamente en la curva de propagación usada. El comportamiento de esta vendrá impuesto por la velocidad de crecimiento de la grieta, por lo que será determinante su evolución con la profundidad de grieta en cada uno de los casos. Por este motivo, en el anexo A (página 235) se muestra, para cada una de las leyes de crecimiento utilizadas, la velocidad de crecimiento en función de la longitud de grieta. Además, también se muestra la longitud de grieta en función del número de ciclos aplicados para cada caso. Esto se ha hecho para cada uno de los ensayos analizados y para los dos valores del umbral utilizados. Por razones de espacio y claridad, únicamente se han incluido los resultados obtenidos

utilizando un límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa.

De igual modo que en el apartado anterior, en la figura 5.6 se muestra un ejemplo de la aplicación del modelo de predicción sobre uno de los ensayos. Se trata de uno de los ensayos que no terminaron en fallo, el ensayo 40-210-NF, que fue interrumpido tras $5 \cdot 10^6$ ciclos. En la figura se presentan dos gráficas, una para cada uno de los valores del umbral utilizados. En cada gráfica se muestran la curva de iniciación, N_i , y las distintas curvas de propagación, N_p , utilizadas en el modelo, frente a la longitud de grieta. Como es lógico, una vez fijado el criterio multiaxial para modelar la iniciación, la curva N_i es la misma independientemente de la ley de propagación utilizada. También se representa, para cada caso, la curva de la vida total, N_T , suma de las curvas de iniciación y propagación. Esta curva es fundamental en el modelo, ya que su mínimo determina la vida estimada y la longitud de iniciación de grieta.

Según se observa en la figura 5.6, la ley de Paris, P , es la que ofrece menores vidas estimadas. En este caso la estimación es muy conservativa, $2 \cdot 10^6$ ciclos frente a los $5 \cdot 10^6$ ciclos a los que fue interrumpido el ensayo, por lo que se hace necesario modificar dicha ley de propagación. Como ya se ha adelantado, es en este tipo de ensayos, con bajos niveles de cargas y cercanos al umbral de crecimiento, en los que se obtienen mejores resultados con las distintas modificaciones de la ley de Paris, tanto del umbral como del FIT, ya que estas modelan de mejor forma el comportamiento de grietas cortas.

A continuación se analizarán los resultados de las predicciones realizadas utilizando las distintas modificaciones de la ley de Paris. En primer lugar se analizarán los resultados obtenidos usando el valor del umbral más pequeño, $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} , con el que se obtienen las curvas mostradas en la figura 5.6-a. En ella se observa que usando cualquiera de las leyes, $UH2$, $KH2$ o $KM2$, se predicen unas vidas superiores a $5 \cdot 10^6$ ciclos, que se ha tomado como vida infinita.

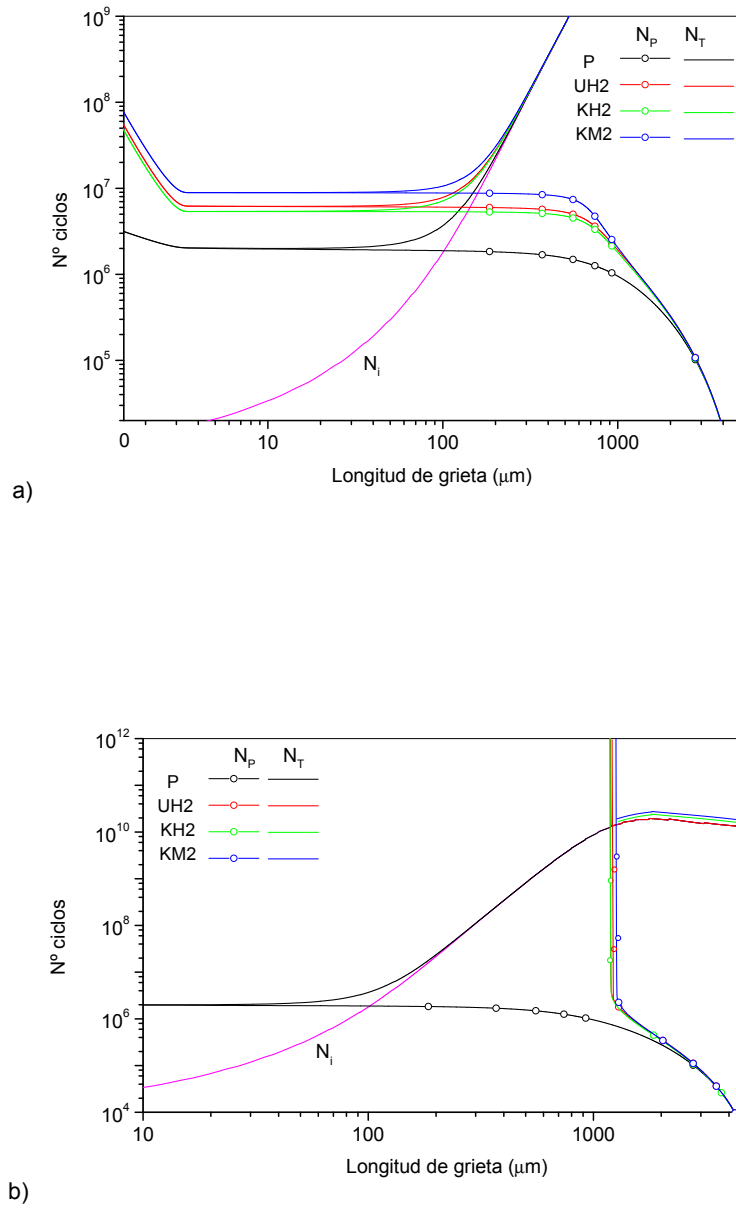


Figura 5.6: Curvas de número de ciclos de iniciación, de propagación y total en el ensayo 40-210-NF, utilizando el criterio de McDiarmid, el límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

Por otro lado, se aprecia que las curvas de propagación y, por tanto, las de vidas totales, debidas a las leyes $UH2$ y $KH2$ se asemejan bastante entre sí, y se encuentran por debajo de las curvas obtenidas con la ley $KM2$. La explicación de este hecho se encuentra en la evolución de las velocidades de crecimiento en cada uno de los casos, figura A.1-a. En dicha figura se observa que las velocidades debidas a las leyes $UH2$ y $KH2$ convergen a partir de una cierta profundidad, a partir de la cual adoptan prácticamente el mismo valor. En cuanto a la ley $KM2$, a partir de cierta profundidad, su velocidad de crecimiento siempre es inferior a las obtenidas con las leyes anteriores. Se observa que la convergencia de las curvas se produce a una profundidad menor a la correspondiente al valle en las curvas de velocidades. Es en esta zona, debido a las bajas velocidades presentadas, donde transcurre la mayor parte de la vida de la grieta, incluso podría producirse la parada de la misma. Por lo tanto, debido a que en la zona crítica donde transcurre gran parte de la vida de la grieta, las velocidades debidas a las leyes $UH2$ y $KH2$ son prácticamente iguales entre sí y mayores a la debida a $KM2$, parece lógico que las vidas estimadas obtenidas con estas leyes sean muy parecidas entre sí y menores a la obtenida con $KM2$. Este hecho se puede comprobar también en la evolución de la grieta con el número de ciclos, para el ensayo analizado y el umbral $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, en la figura A.2-a. En ella se observa que, a partir de una cierta profundidad, las curvas debidas a $UH2$ y $KH2$ se asemejan mucho, mostrando cierta diferencia con la debida a $KM2$.

Respecto a la importancia de la fase de iniciación en este ensayo, cabe decir que utilizando el valor del umbral $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$, la fracción de vida dedicada a iniciación es mínima, de un 2%, y la longitud de iniciación de grieta está entre 2 y 13 μm , según la ley de crecimiento usada. Por lo tanto, con este valor del umbral, la fase de iniciación es casi despreciable frente a la de propagación.

Una vez analizados los resultados obtenidos con el umbral de menor valor, se estudiarán los resultados usando el mayor valor del umbral, $K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. En la figura 5.6-b se muestran las curvas obtenidas con este valor del umbral. Como

es lógico, al variar el valor del umbral, tanto la curva de iniciación, N_i , como la curva de propagación debida a la ley de Paris, no sufren cambio alguno debido a que no dependen del umbral de crecimiento. Sin embargo, las curvas de propagación debidas a las otras tres leyes de propagación sí varían de forma notable ya que se ven muy influenciadas por el valor del umbral escogido. Según se observa en la figura 5.6-b, para estas tres leyes de propagación y para profundidades menores de unas 1200 μm , el número de ciclos de propagación hasta la rotura es infinito. Esto se debe a que la velocidad de crecimiento obtenida con estas leyes llega a ser nula en esa zona, figura A.1-b. A partir de 1200 μm , el número de ciclos de propagación es finito, aunque mucho menor que el de iniciación, que es del orden de 10^{10} ciclos. A partir de esta profundidad, el número de ciclos total prácticamente coincide con el número de ciclos de iniciación. En consecuencia, el número de ciclos total es infinito para profundidades menores de 1200 μm y del orden de 10^{10} ciclos para profundidades mayores, por lo que la vida estimada con estas tres leyes de propagación es infinita. Además, dada la diferencia de magnitud entre las curvas de propagación y la de iniciación (casi el 100 % de la vida es de iniciación), utilizando un umbral de $K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ la fase de iniciación adquiere un papel protagonista: la longitud de iniciación de grieta es de 1184 μm para los casos *UH2* y *KH2*, y 5000 μm para *KM2*.

Del mismo modo que se ha aplicado el modelo propuesto al ensayo 40-210-NF, se hace con el resto del grupo de ensayos "No Fallo". En la tabla 5.10 se muestran los resultados de las predicciones realizadas utilizando McDiarmid como criterio multiaxial y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento propuestos. En dicha tabla se muestra, para cada ensayo, el número de ciclos tras el cual se paró el ensayo y la vida estimada para el fallo final, utilizando las distintas leyes de propagación. También se ha calculado la fracción de la vida estimada empleada en la fase de iniciación, así como la longitud de iniciación de grieta. La tabla 5.11 muestra los valores de estos dos parámetros para cada uno de los ensayos, en función de la ley de propagación y de los valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

Tabla 5.10: Número de ciclos reales y estimados, en millones de ciclos, en los ensayos no terminados en fallo, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

	Real	P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2	
$\sigma_f=118 \text{ MPa}$	40-210-NF	5	2	4.65	3.62	∞	∞	∞	
	50-170-NF	5	1.16	1.61	1.17	1.57	2.04	1.41	2.48
	55-120-NF	5	1.12	1.52	1.03	1.45	1.87	1.20	2.25
	60-60-NF	5	1.55	2.44	1.48	2.89	3.64	2.09	∞
	75-30-NF	5	1.31	1.74	0.84	1.79	2.01	0.91	∞
	82-20-NF	3.5	1.14	1.42	0.63	1.28	1.54	0.64	2.58
$\sigma_f=169 \text{ MPa}$	40-210-NF	5	2	∞	∞	∞	∞	∞	∞
	50-170-NF	5	1.16	1.73	1.43	1.74	2.52	2.03	3.14
	55-120-NF	5	1.12	1.66	1.30	1.69	2.34	1.78	3.09
	60-60-NF	5	1.55	3.08	2.20	∞	∞	∞	∞
	75-30-NF	5	1.31	2.17	1.25	∞	3.50	1.94	∞
	82-20-NF	3.5	1.14	1.72	0.90	∞	2.18	1.08	∞

Tabla 5.11: Fracción de vida empleada en iniciación, en tanto por ciento, en los ensayos no terminados en fallo, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

	P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			
		UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2	
$\sigma_f=118 \text{ MPa}$	40-210-NF	2	1	1	1	99	99	99
	50-170-NF	3	2	1	1	2	2	1
	55-120-NF	5	4	2	1	3	2	1
	60-60-NF	9	5	4	2	4	3	99
	75-30-NF	16	12	11	5	11	10	96
	82-20-NF	20	18	16	8	16	16	4
$\sigma_f=169 \text{ MPa}$	40-210-NF	2	1	1	1	99	99	99
	50-170-NF	3	2	1	1	2	1	1
	55-120-NF	5	4	2	3	3	1	2
	60-60-NF	9	5	3	14	99	99	99
	75-30-NF	16	12	7	66	7	5	98
	82-20-NF	20	17	11	96	13	9	97

Una vez realizadas las predicciones de todos los ensayos que no terminaron en fallo, a partir de los resultados presentados en las tablas 5.10 y 5.11 se pueden sacar varias conclusiones. En primer lugar, como cabe esperar, las predicciones obtenidas con la ley de Paris, P , son excesivamente conservativas, por lo que está especialmente indicado para estos casos modificar dicha ley para tener en cuenta el umbral de crecimiento. En cuanto al resto de leyes de crecimiento, la ley $KH2$ es la que ofrece menores vidas estimadas, debido a que es la ley que ofrece mayores velocidades de crecimiento en todo el rango de longitudes de grieta, como se aprecia en las figuras del apéndice A. En dichas figuras se observa un comportamiento distinto de las otras dos leyes, $UH2$ y $KM2$. En el rango de grietas cortas, la ley $KM2$ presenta una mayor velocidad de crecimiento que la ley $UH2$, invirtiéndose este comportamiento en el rango de grietas largas. La zona de grietas largas, donde se alcanzan las velocidades más bajas, es donde transcurre la mayor parte de la vida de la grieta. Debido a que en esta zona la ley $KM2$ es la que presenta menores valores de la velocidad de crecimiento, esta ley es la que ofrece mayores vidas estimadas en la mayoría de los casos. Las leyes $UH2$ y $KH2$ no ofrecen una gran mejora respecto a los resultados obtenidos con la ley P , ya que en la mayoría de los casos no son capaces de predecir vida infinita. Sin embargo, la ley $KM2$ llega a predecir vidas infinitas en gran parte de los ensayos analizados.

Un aspecto esencial en la estimación de vida es, como ya se ha apuntado, los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento utilizados. Como cabe esperar, un aumento en el valor de cualquiera de estos parámetros produce un aumento en la vida estimada. De hecho, en muchos de los ensayos analizados, el hecho de usar uno u otro valor de estos parámetros hace que se estime vida infinita o no.

Como conclusión y a la vista de la tabla 5.10, se puede afirmar que los mejores resultados se obtienen utilizando la ley de crecimiento $KM2$ y un valor del límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa. Con esta variación del modelo, para los dos valores del umbral, se predice vida infinita en 4 de los 6 ensayos analizados.

A continuación, a partir de los resultados presentados en la tabla 5.11, se analizará la importancia de la fase de iniciación en las estimaciones de vida realizadas. En los casos en los que se estima una vida finita, la fase de iniciación tiene poca importancia: dicha fase supone un bajo porcentaje de la vida total estimada, menor al 10% en la mayoría de los casos. Estos resultados son muy parecidos a los obtenidos en las predicciones de los ensayos que terminaron con el fallo final de la probeta. Por el contrario, en la mayoría de los casos en los que se predicen vidas infinitas, la fase de iniciación adquiere un papel fundamental, suponiendo casi la totalidad de la vida estimada.

Por último, con respecto a la influencia del criterio multiaxial en la estimación de vida, se puede afirmar que en este tipo de ensayos no tiene especial relevancia. El usar uno u otro criterio únicamente tiene importancia cuando la fase de iniciación ocupa una parte importante de la vida total. Esto sólo ocurre cuando se predice vida infinita, caso en el que no importa el valor exacto de la vida estimada, sino únicamente que esta sea superior a los $5 \cdot 10^6$ ciclos que se toman como vida infinita.

5.3.1. Estimación de la longitud de grieta

Hasta el momento, se observa que los mejores resultados en los ensayos no terminados en rotura se obtienen con la ley *KM2*, ya que es la que modela más correctamente este tipo de ensayos en los que el crecimiento de la grieta se ve fuertemente frenado debido a la proximidad del umbral de crecimiento en algún punto de su recorrido.

Gracias a que se han medido experimentalmente las grietas encontradas en estos ensayos, se puede hacer un estudio más completo de este tipo de ensayos. Teniendo en cuenta que todos los ensayos se han interrumpido a un alto número de ciclos, se puede considerar que las grietas encontradas están paradas o que su velocidad de crecimiento ha disminuido tanto que crecen a un ritmo muy lento. A continuación se realizará una estimación de la longitud de la grieta con las distintas variantes del modelo propuesto. Para ello, se utilizará el criterio de McDiarmid y

las distintas leyes de propagación propuestas, además de los diferentes valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. En la tabla 5.12 se presentan los resultados para cada uno de los ensayos analizados.

Tabla 5.12: Longitudes de grieta reales y longitudes de grieta estimadas, en micras, en los ensayos no terminados en fallo, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

	Real	P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2	
$\sigma_f=118 \text{ MPa}$	40-210-NF	788	–	–	–	1035	136	136	136
	50-170-NF	440	–	–	–	–	–	–	–
	55-120-NF	89	–	–	–	–	–	–	–
	60-60-NF	115	–	–	–	–	–	–	77
	75-30-NF	25	–	–	–	–	–	–	66
	82-20-NF	24	–	–	–	–	–	–	–
$\sigma_f=169 \text{ MPa}$	40-210-NF	788	–	1220	1867	795	136	136	136
	50-170-NF	440	–	–	–	–	–	–	–
	55-120-NF	89	–	–	–	–	–	–	–
	60-60-NF	115	–	–	–	2265	79	79	79
	75-30-NF	25	–	–	–	67	–	–	67
	82-20-NF	24	–	–	–	302	–	–	71

– vida total estimada menor que el número de ciclos aplicado en el ensayo

En dicha tabla se observa que, como es lógico, únicamente se puede predecir una longitud de grieta en los casos en los que anteriormente se ha estimado una vida superior al número de ciclos aplicados. Para estimar la longitud de la grieta en cada uno de los ensayos, basta con representar la evolución de la grieta con el número de ciclos aplicados, figuras A.2, A.4, A.6, A.8, A.10 y A.12 del apéndice A. La longitud estimada de la grieta vendrá dada, en cada caso, por la profundidad en la que la curva de la evolución de la grieta alcance el número de ciclos de corte en cada ensayo, representado por una línea de trazos. En las figuras se observa que en los ensayos en los que se predicen vidas menores al número de ciclos aplicados, la curva no corta a la línea de trazos. También se aprecia que en los casos en los

que la evolución de la grieta viene dada exclusivamente por la curva de iniciación, las curvas de evolución de grieta serán idénticas independientemente de la ley de propagación usada, por lo que la estimación de la longitud de grieta será la misma para todas las leyes de crecimiento, como se muestra en la tabla 5.12.

De los resultados presentados se extraen las siguientes conclusiones. En primer lugar, como ya se comentó, los mejores resultados se obtienen utilizando la ley de crecimiento $KM2$ y los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} . Con esta variación del modelo se predice vida infinita en 4 de los 6 ensayos analizados, y en tres de ellos, el 60-60-NF, el 75-30-NF y el 82-20-NF, se predice una longitud de grieta bastante aproximada a los resultados experimentales. Por último, en los ensayos 50-170-NF y 55-120-NF, con ninguna de las variaciones del modelo utilizadas se obtiene longitud de grieta alguna, ya que no se predice vida infinita.

5.4. Límite de fatiga por fretting

En el estudio experimental realizado en el capítulo anterior, en la sección 4.4.1 se definió el concepto de "límite de fatiga por fretting" (LFF) como el valor límite de las cargas aplicadas en el ensayo por debajo del cual se obtiene una vida infinita. Este límite depende de la combinación de cargas aplicadas y de la geometría. Al comparar los valores obtenidos del LFF con el límite de fatiga simple (LF) del material, se comprobó el efecto de reducción del límite a fatiga que tiene el fretting, que será mayor cuanto mayor sea el nivel de las cargas locales aplicadas en el contacto. A partir de los resultados experimentales obtenidos, en la figura 4.18 se presentó, en una gráfica en la que se representa σ frente a Q , la curva experimental que define el límite de fatiga por fretting (LFF). Como ya se apuntó, esta curva es de gran interés para el diseño de componentes mecánicos sometidos a problemas de fretting, ya que acota una región segura para el diseño, en la que se obtienen vidas infinitas.

A continuación se realizará una estimación del LFF. Para ello, se utilizará el

modelo de predicción propuesto en sus distintas variantes, haciendo uso de las distintas leyes de iniciación y propagación, así como de los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Debido a que, como se ha visto hasta ahora, el criterio multiaxial no tiene excesiva importancia en la estimación de la vida, se utilizará únicamente el criterio de McDiarmid. De este modo, comparando las predicciones con los resultados experimentales, se comprobará qué leyes de crecimiento ofrecen mejores resultados y qué influencia tienen el límite de fatiga y el umbral de crecimiento en la predicción del LFF. El procedimiento a seguir será el mismo utilizado en el estudio experimental: se analizarán las distintas series de ensayos en las que se ha mantenido constante uno de los dos tipos de cargas, axial o tangencial. Estas series de ensayos, con σ o Q constante, se muestran en el cuadrante de la figura 4.2. Siguiendo este procedimiento se analizarán, en primer lugar, las series de ensayos con Q constante, comparando las predicciones realizadas con los resultados experimentales obtenidos. A continuación, se hará lo mismo con las series de ensayos con σ constante. Por último, a partir de los resultados obtenidos en ambas series de ensayos, se presentarán las distintas estimaciones de las curvas de fatiga por fretting representadas en una gráfica σ - Q .

5.4.1. Series de ensayos con Q constante

En primer lugar, se analizan las series de ensayos con la misma carga tangencial aplicada: Q_{210} , Q_{170} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} en la figura 4.2. En la figura 4.14 se presentó, para cada una de estas series de ensayos con Q constante, la vida a fatiga obtenida experimentalmente en función de la tensión axial aplicada, σ . El objetivo en este apartado es obtener una estimación teórica de dichas curvas experimentales. Para ello, haciendo uso del método de predicción, se han calculado las curvas teóricas para cada una de las series, utilizando las distintas leyes de propagación y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Los resultados obtenidos se presentan en las figuras 5.7 a 5.11, para las series Q_{210} , Q_{170} , Q_{120} , Q_{60} y Q_{30} respectivamente.

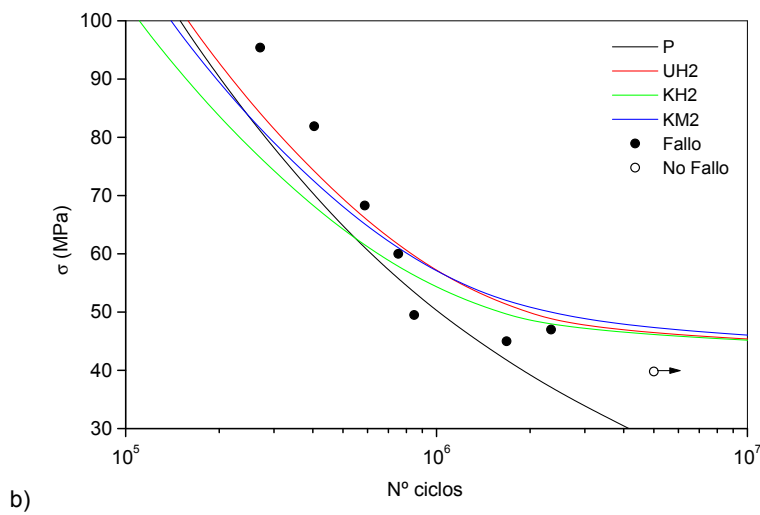
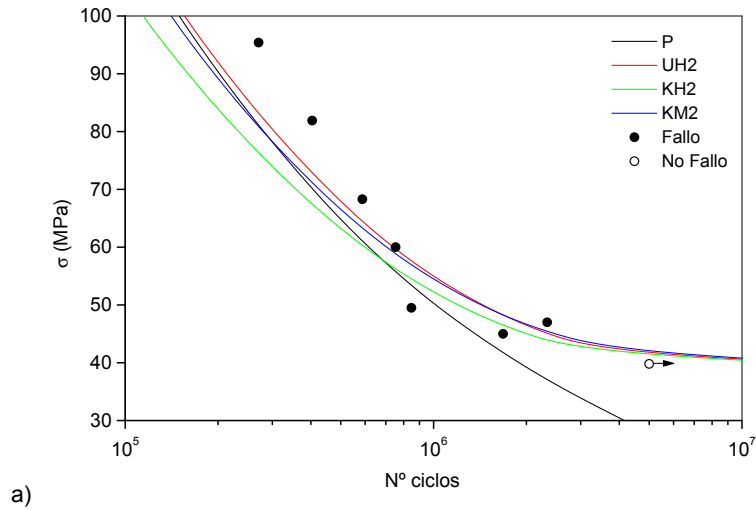


Figura 5.7: Vidas estimadas en función de la tensión axial, para la serie Q_{210} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

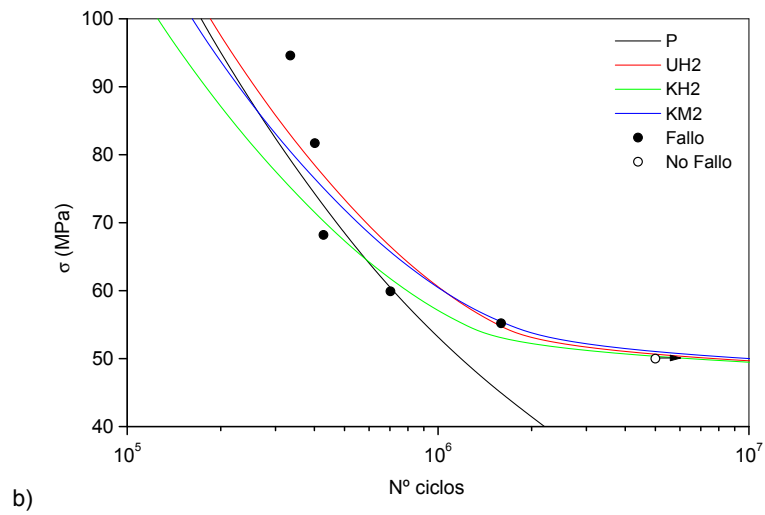
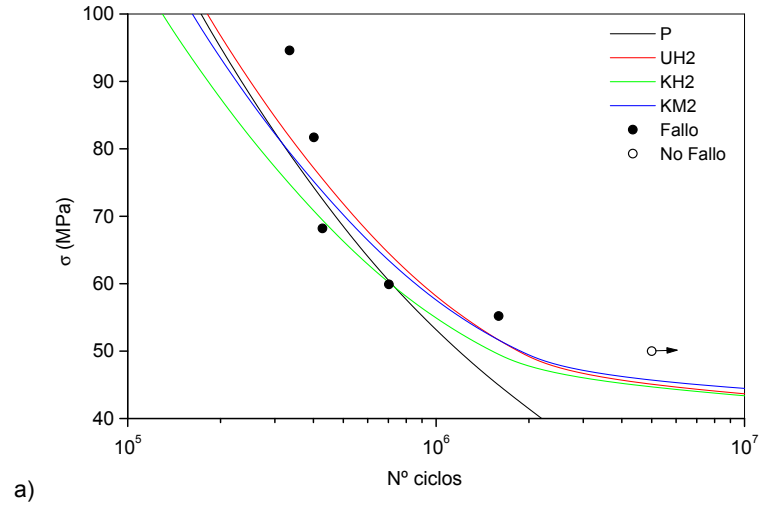


Figura 5.8: Vidas estimadas en función de la tensión axial, para la serie Q_{170} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

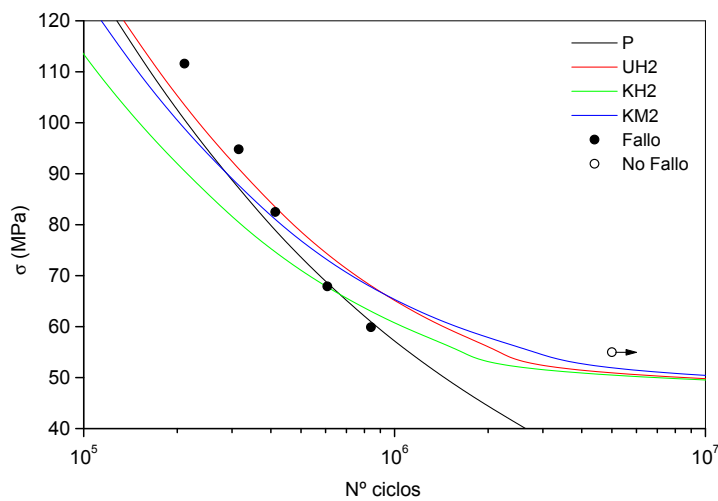
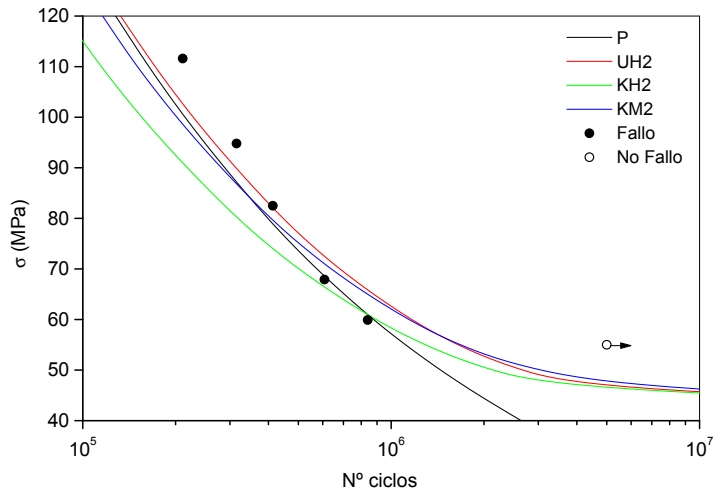


Figura 5.9: Vidas estimadas en función de la tensión axial, para la serie Q_{120} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

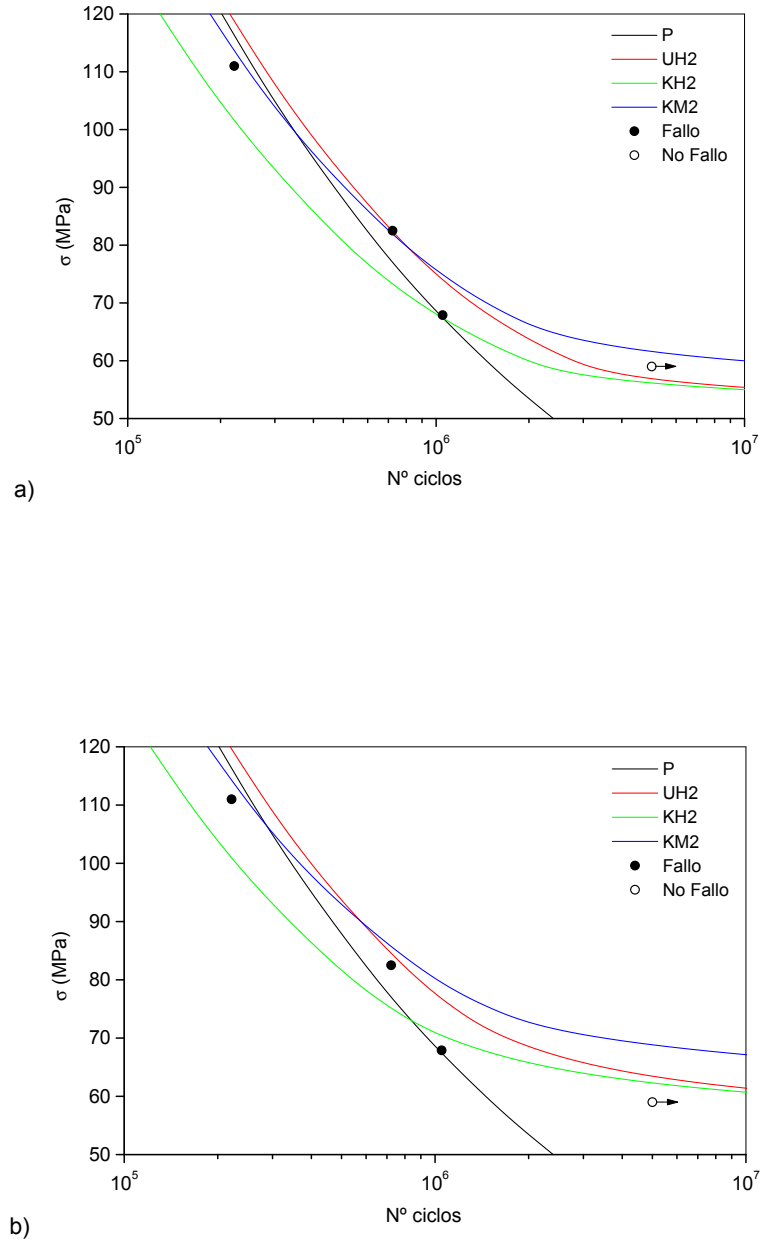


Figura 5.10: Vidas estimadas en función de la tensión axial, para la serie Q_{60} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

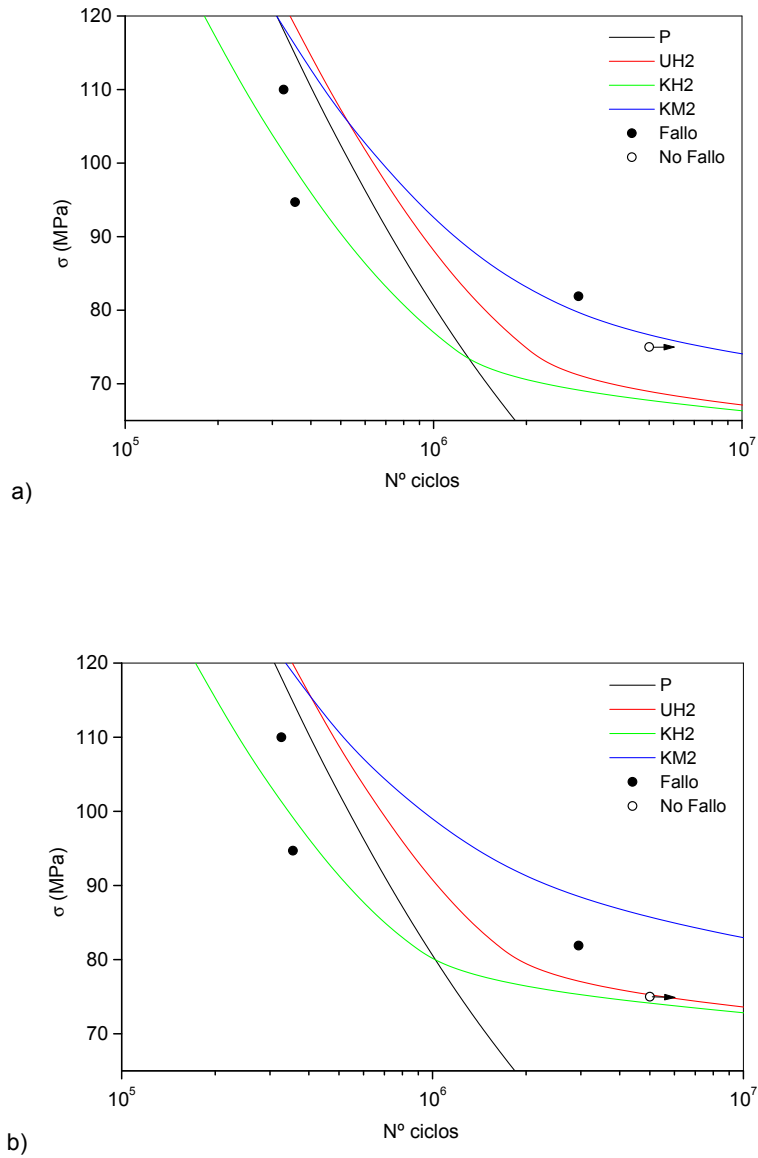


Figura 5.11: Vidas estimadas en función de la tensión axial, para la serie Q_{30} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

Cada figura incluye, a su vez, dos gráficas, que se corresponden con los resultados obtenidos al utilizar los dos valores del umbral de crecimiento, $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ y $K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. Por razones de espacio y claridad, únicamente se presentan los resultados obtenidos utilizando un límite de fatiga de $\sigma_f=169 \text{ MPa}$. En cada figura se representan los resultados de cada serie. Los resultados experimentales se representan mediante puntos, mientras que las curvas teóricas obtenidas con las distintas leyes de propagación se representan mediante curvas de diferentes colores.

De estas figuras se pueden sacar varias conclusiones. En primer lugar se observa que utilizando la ley de Paris sin modificar, P , se obtienen buenos resultados para bajo número de ciclos. A medida que el nivel de tensiones disminuye y, por lo tanto, el número de ciclos aumenta, con esta ley se obtienen vidas estimadas demasiado conservativas, no siendo capaz de predecir el valor del LFF. Sin embargo, como cabe esperar, utilizando cualquiera de las restantes leyes de propagación el modelo sí es capaz de predecir un valor del LFF.

Tal y como se observa en las figuras, las leyes de propagación muestran distintos comportamientos en las estimaciones realizadas. Para bajo número de ciclos, con las leyes $KH2$ y $KM2$ se obtienen vidas más cortas que con las leyes $UH2$ y P . Estos resultados se deben a que, para bajo número de ciclos, gran parte de la vida transcurre en la zona de grietas cortas, donde las leyes $KH2$ y $KM2$ tienen una velocidad de crecimiento mucho mayor al resto de las leyes, figura 5.2. Para alto número de ciclos el comportamiento es distinto. La ley P ofrece unos resultados demasiado conservativos y no es capaz de predecir el LFF. En cuanto al resto de leyes, se observa que para alto número de ciclos las curvas debidas a $UH2$ y $KH2$ convergen entre sí, y ofrecen menores vidas que la ley $KM2$. Es con esta última ley con las que se obtienen mayores valores del LFF. La explicación a estos hechos es que, para ensayos con bajos niveles de carga y altas vidas, la zona crítica de menor velocidad de crecimiento es en la que transcurre la mayor parte de la vida y, en esta zona, las velocidades de propagación debidas a $UH2$ y $KH2$

son prácticamente iguales entre sí y de mayor valor que las debidas a $KH2$.

Por otro lado, se observan resultados algo distintos en las distintas series analizadas. En las series con mayores valores de la carga tangencial, se obtienen estimaciones muy similares con cualquiera de las leyes de propagación utilizadas. Estas estimaciones son bastante aproximadas a los resultados experimentales, aunque son algo conservativas en la zona de bajo número de ciclos. Sin embargo, en las series con menores valores de la carga tangencial, existen diferencias importantes entre las estimaciones con las distintas leyes de propagación. Es en la serie con menor carga tangencial, la Q_{30} , en la que peores resultados se obtienen en las estimaciones.

En cuanto a la influencia del valor del umbral de crecimiento sobre las estimaciones, como es evidente, al usar un mayor valor del umbral se obtienen mayores vidas estimadas. El mismo efecto tiene el valor del límite de fatiga utilizado (aunque no se pueda comprobar gráficamente). Por lo tanto, la influencia de estos parámetros es apreciable, sobre todo, para altos números de ciclos, por lo que tendrán gran repercusión en el valor del LFF estimado.

5.4.2. Series de ensayos con σ constante

A continuación se analizan las series de ensayos con la misma tensión axial aplicada: σ_{112} , σ_{95} , σ_{82} , σ_{68} y σ_{60} en la figura 4.2. En la figura 4.16 se presentó, para cada una de estas series de ensayos con σ constante, la vida a fatiga obtenida experimentalmente en función de la carga tangencial aplicada, Q . Igualmente, en este caso el objetivo es obtener una estimación teórica de dichas curvas experimentales. Para ello, se han calculado las curvas teóricas para cada una de las series, utilizando las distintas leyes de propagación y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Los resultados se presentan en las figuras 5.12 a 5.16, para las series σ_{112} , σ_{95} , σ_{82} , σ_{68} y σ_{60} respectivamente. Al igual que en el caso anterior, en estas figuras se representan los resultados obtenidos al utilizar un límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa y los dos valores del umbral de crecimiento.

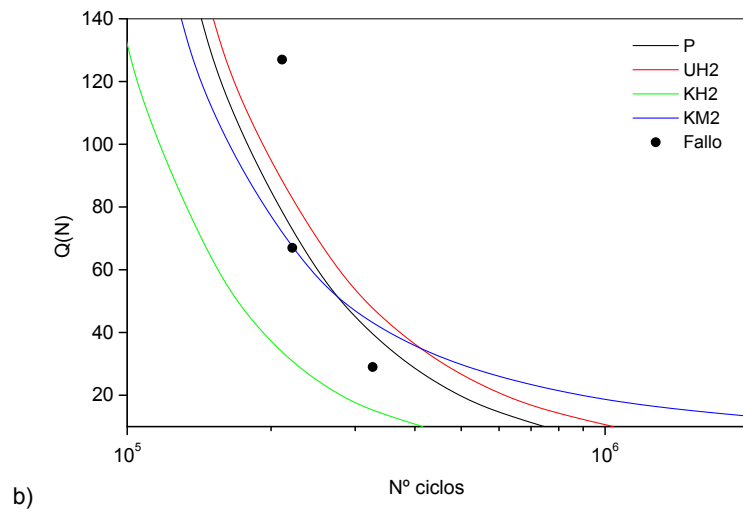
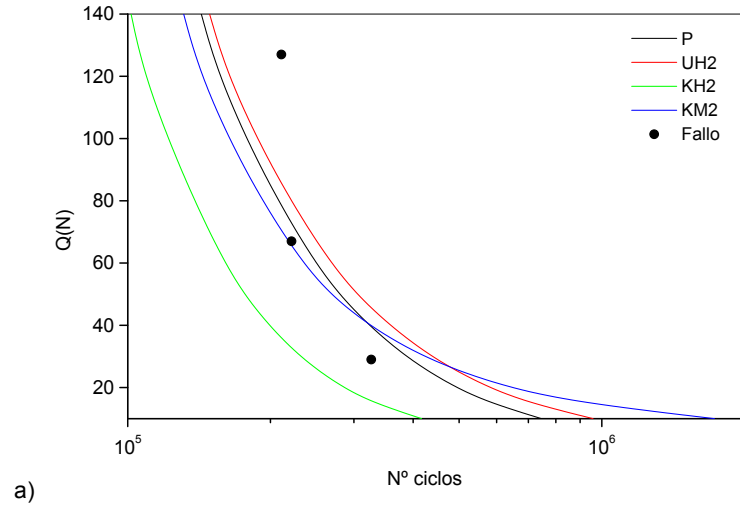


Figura 5.12: Vidas estimadas en función de la carga tangencial, para la serie σ_{112} , usando $\sigma_f = 169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty} = 2.5$ MPa \sqrt{m} .

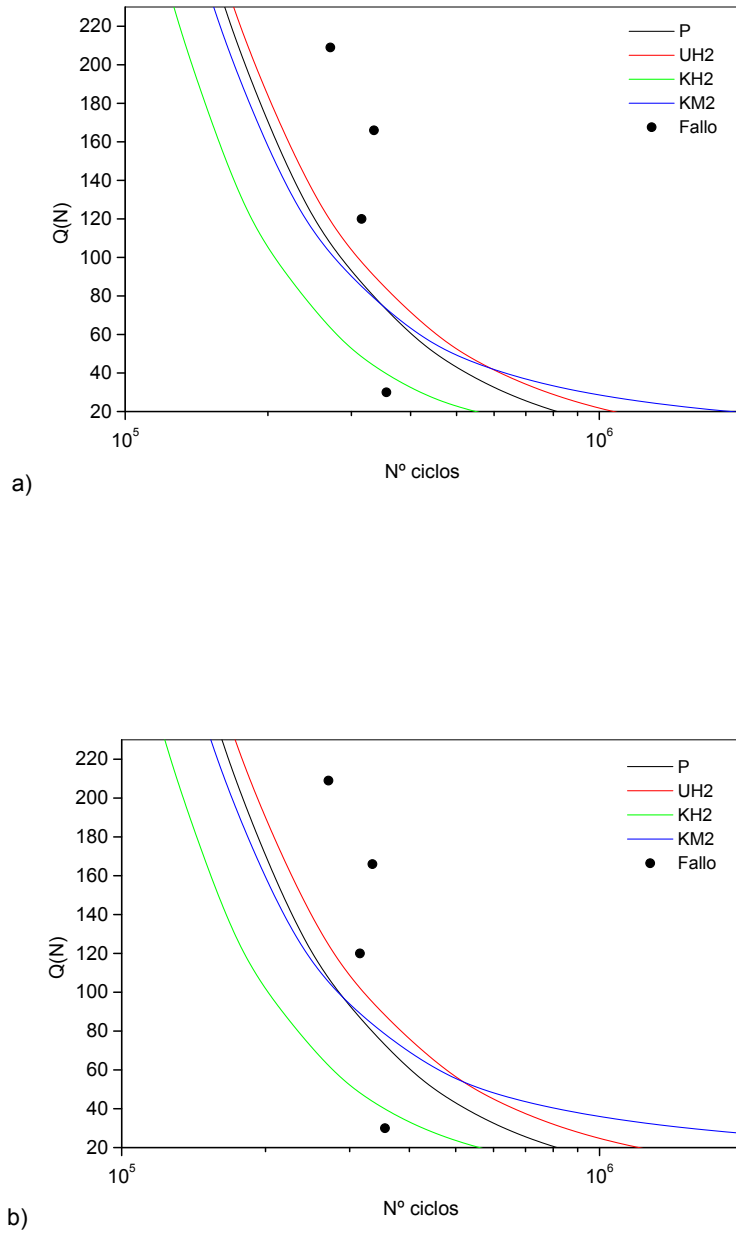
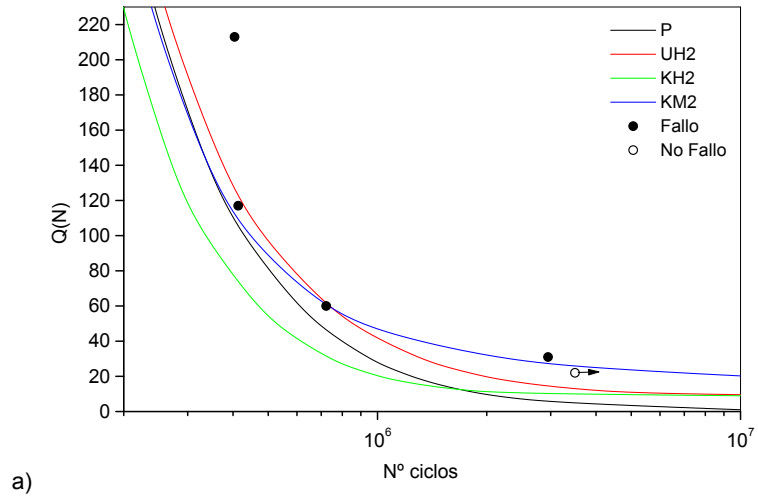
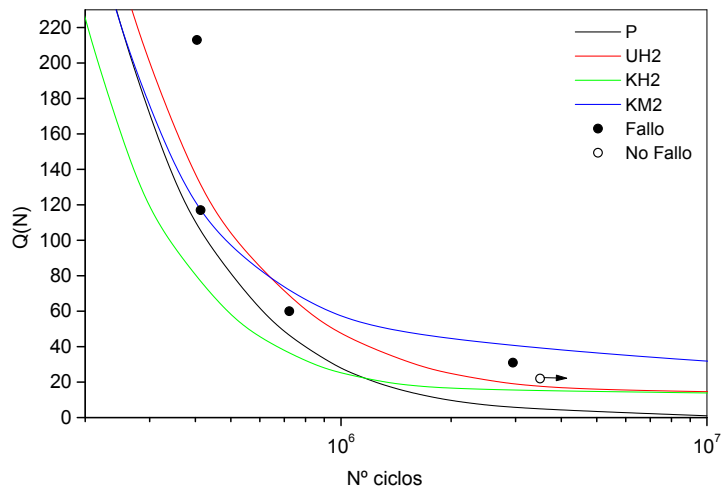


Figura 5.13: Vidas estimadas en función de la carga tangencial, para la serie σ_{95} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .



a)



b)

Figura 5.14: Vidas estimadas en función de la carga tangencial, para la serie σ_{82} , usando $\sigma_f = 169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty} = 2.5$ MPa \sqrt{m} .

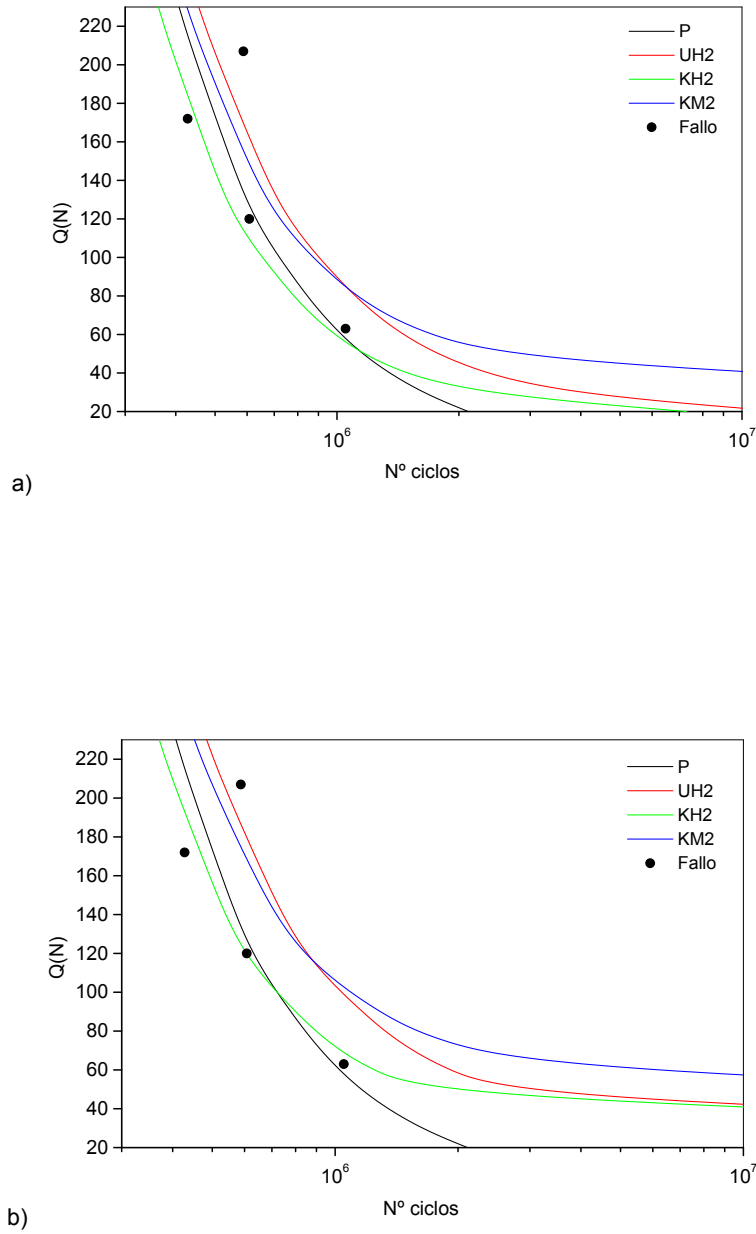


Figura 5.15: Vidas estimadas en función de la carga tangencial, para la serie σ_{68} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

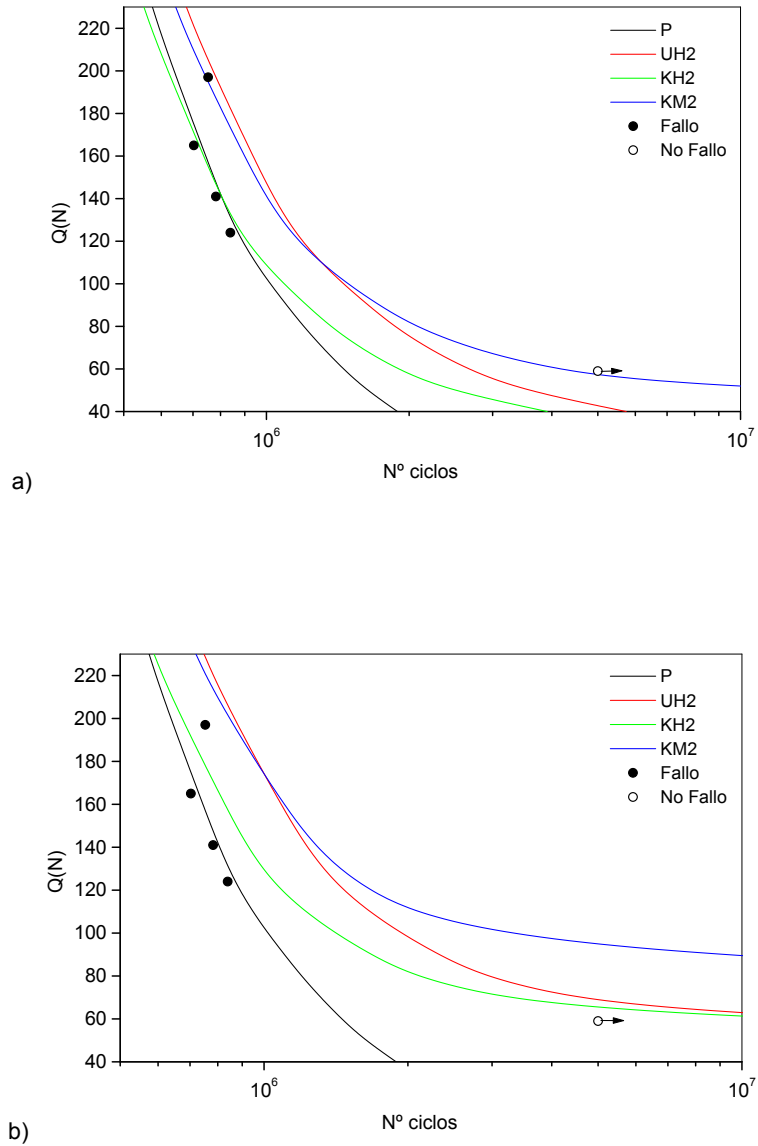


Figura 5.16: Vidas estimadas en función de la carga tangencial, para la serie σ_{60} , usando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

En estas series de ensayos con σ constante, un aspecto importante observado en los resultados experimentales es que las curvas obtenidas presentan una pendiente muy pronunciada para bajo número de ciclos y, al alcanzar el valor del LFF, la curva sufre un brusco cambio de pendiente para convertirse en una línea horizontal. Utilizando el modelo de predicción con la ley de Paris, P , se estima perfectamente la parte de la curva correspondiente a bajo número de ciclos, aunque es incapaz de estimar la zona de alto número de ciclos donde se produce el cambio brusco de pendiente y, por lo tanto, de predecir el LFF. Para ello es necesario el uso de alguna de las leyes de crecimiento modificadas. El resto de las leyes presentan mejores resultados en la zona más difícil de modelar, la de alto número de ciclos. Todas ellas son capaces de predecir un LFF, aunque con distintos resultados: las leyes $UH2$ y $KH2$ predicen unos valores similares del LFF, mientras que es con la ley $KM2$ con la que se obtienen mayores valores de este parámetro.

Al igual que se concluyó anteriormente, tanto el valor del límite de fatiga como el del umbral de crecimiento tienen mayor influencia en la estimación de vida para ensayos con altos números de ciclos y, por lo tanto, tendrán una gran repercusión en el valor del LFF estimado. Dicho valor del LFF estimado será mayor cuanto mayores sean los valores utilizados de estos dos parámetros.

5.4.3. Curvas de fatiga por fretting

En el capítulo anterior, a partir de las distintas series de ensayos con una de las cargas aplicadas, Q o σ , constante, se obtuvo en una gráfica en la que se representa Q frente a σ , la curva de fatiga por fretting. Dicha curva experimental, presentada en la figura 4.18, divide la gráfica σ - Q en dos regiones, una en la que se produce el fallo de la probeta y otra en la que se obtienen vidas infinitas. A efectos prácticos, delimita una región de diseño segura.

A partir de las estimaciones realizadas sobre las distintas series de ensayos, se pueden trazar las curvas de fatiga por fretting estimadas y compararlas con la curva experimental. En las figuras 5.17 y 5.18 se presentan los resultados obtenidos.

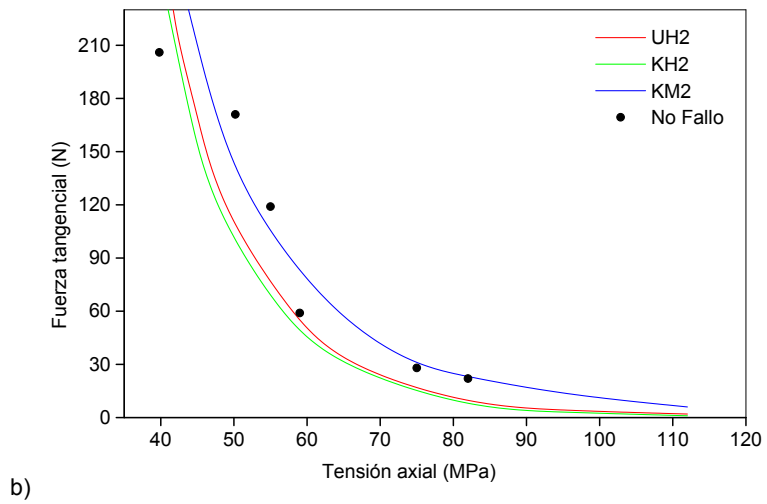
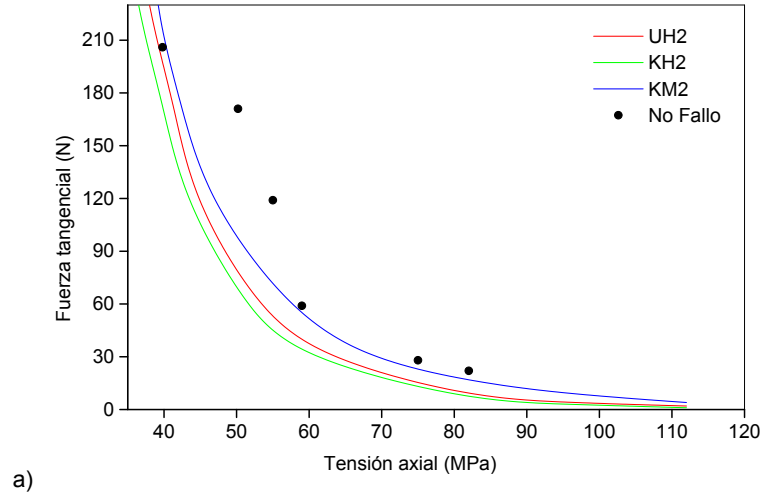


Figura 5.17: Curvas de fatiga por fretting, utilizando $\sigma_f=118$ MPa y los umbrales:

a) $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

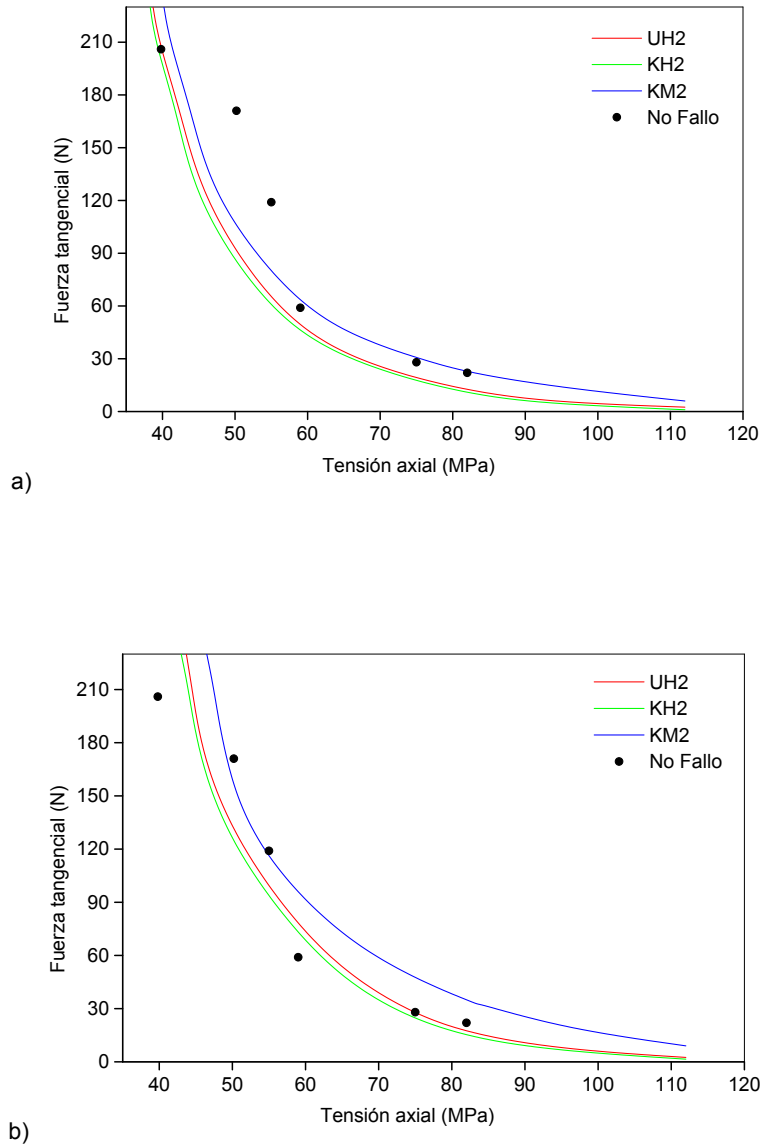


Figura 5.18: Curvas de fatiga por fretting, utilizando $\sigma_f=169 \text{ MPa}$ y los umbrales:

a) $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

En estas figuras se muestran las distintas curvas estimadas, utilizando las distintas leyes de crecimiento y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Además se han representado los ensayos en los que no se ha producido el fallo de la probeta, denominados "No Fallo", con el fin de comparar las curvas estimadas con los resultados experimentales.

De las figuras destaca el hecho de que, independientemente de los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento utilizados, con las leyes de crecimiento *UH2* y *KH2* se obtienen curvas muy parecidas, mientras que con la ley *KM2* se obtienen mayores valores del LFF. Este hecho es consecuencia de los resultados obtenidos en los análisis previos sobre series de ensayos con Q o σ constante, en los que se demostró que, para alto número de ciclos, las curvas debidas a *UH2* y *KH2* convergen entre sí, y ofrecen menores vidas que la ley *KM2*.

Por último, a partir de las curvas presentadas en las figuras 5.17 y 5.18, parece que se obtienen buenos resultados con todas ellas, aunque los resultados más aproximados se obtienen con la ley de propagación *KM2*, y con un límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa y un umbral $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} , siendo además algo conservativos.

5.5. Estimación de la evolución de la grieta en ensayos interrumpidos

A continuación, haciendo uso del modelo de predicción de vida propuesto, se ha estimado la evolución de la profundidad de la grieta en función del número de ciclos aplicados. Esta predicción se ha realizado para las tres series de ensayos presentadas en la sección 4.4.3 del capítulo anterior. La predicción de la evolución de la grieta tiene un especial interés ya que, al comparar dichas predicciones con los resultados experimentales, se puede valorar mejor la bondad de un modelo y conocer en qué rango de longitud de grieta se cometen los errores más importantes.

En las figuras 5.19 a 5.24 se muestran los resultados de las predicciones realizadas para las series de ensayos 45-210-I, 60-120-I y 82-30-I, respectivamente. En

ellas se representan, para cada serie de ensayos, las estimaciones de la evolución de la grieta utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid, las diferentes leyes de crecimiento y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Los resultados experimentales se encuentran representados por puntos, con el fin de compararlos con las estimaciones realizadas. De este modo se podrá discernir qué ley de crecimiento y qué valores del límite de fatiga y del umbral ofrecen mejores resultados. Además, con el fin de completar la información y poder explicar los resultados obtenidos en las estimaciones, en el apéndice B (página 249) se presenta, para las tres series de ensayos analizadas, la velocidad de crecimiento en función de la longitud de grieta. Esto se ha hecho para las distintas leyes de crecimiento y parámetros utilizados.

A la vista de las figuras, se aprecia que con todas las leyes de crecimiento se obtienen unos resultados aceptables. Con la ley de Paris no se obtienen malos resultados en las predicciones, teniendo en cuenta su simplicidad y a que no tiene en cuenta el comportamiento de grietas pequeñas. Precisamente por esta razón, esta ley de crecimiento subestima la longitud de grieta en el rango de grietas cortas.

En cuanto al resto de las leyes, ofrecen distinto comportamiento en función de que se modifique el umbral o el FIT. La ley que modifica el umbral, $UH2$, predice un crecimiento más lento que la ley de Paris, sobre todo, en el rango de grietas largas. Esto se debe a que esta ley presenta una menor velocidad de crecimiento que la ley P en todo el rango de longitud de grieta, siendo esta diferencia máxima a una profundidad del orden del radio de la zona de contacto, donde se producen los menores valores de las velocidades. Por otro lado, al comparar las leyes que modifican el FIT, $KH2$ y $KM2$, con la ley P , se observa que presentan un crecimiento más acelerado en el inicio de la grieta y más lento en el rango de grietas largas. La explicación a este hecho se encuentra en la evolución de la velocidad de crecimiento ofrecida por estas leyes: una alta velocidad para grietas cortas y una baja velocidad para grietas largas.

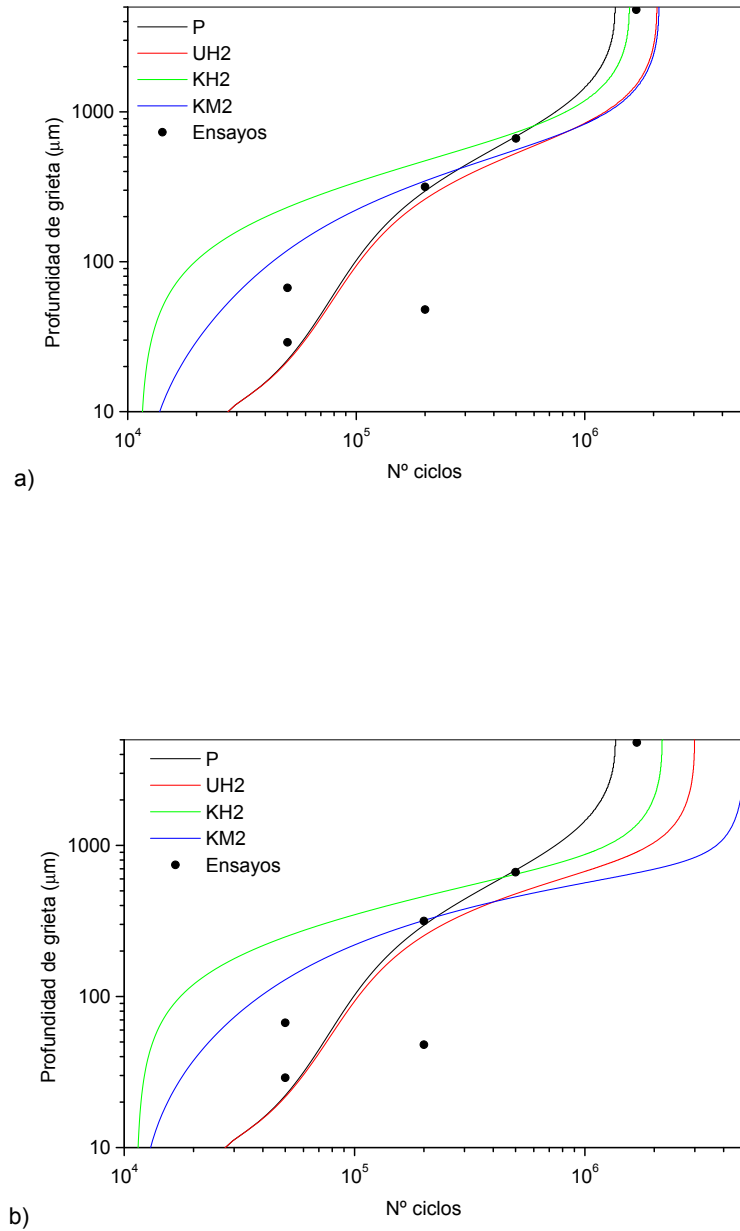


Figura 5.19: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 45-210-I, usando $\sigma_f = 118 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

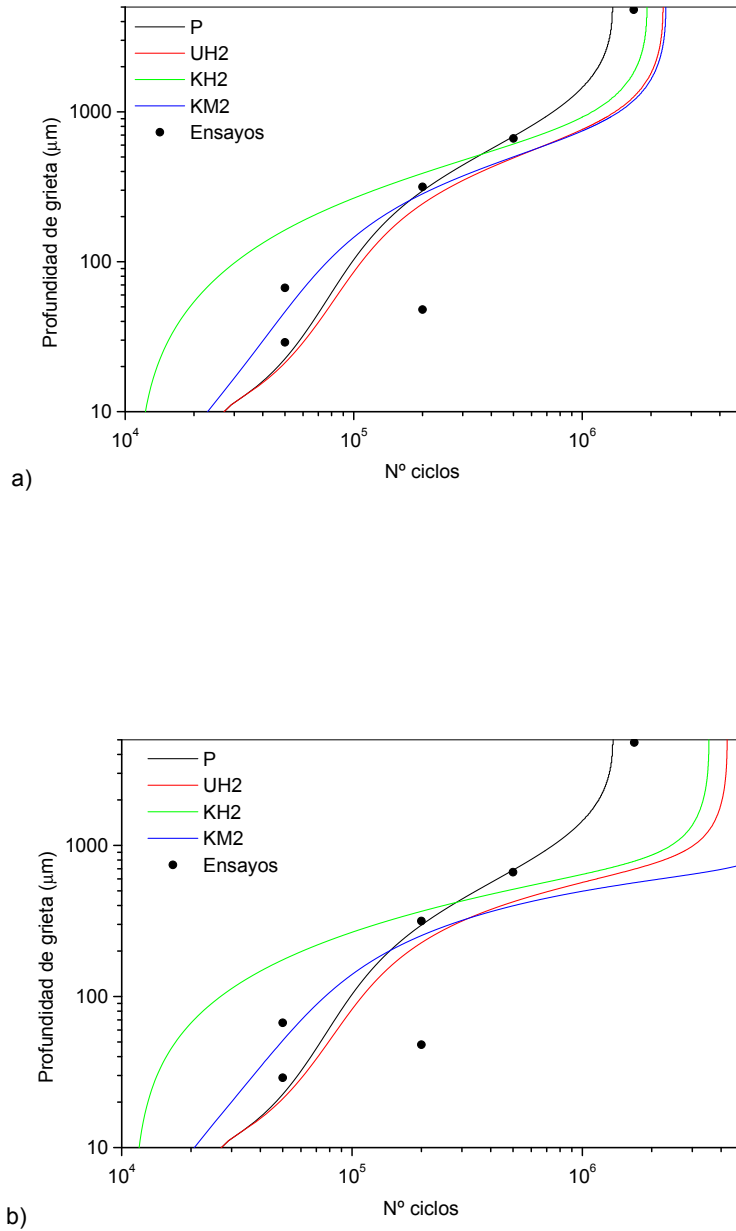


Figura 5.20: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 45-210-I, usando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

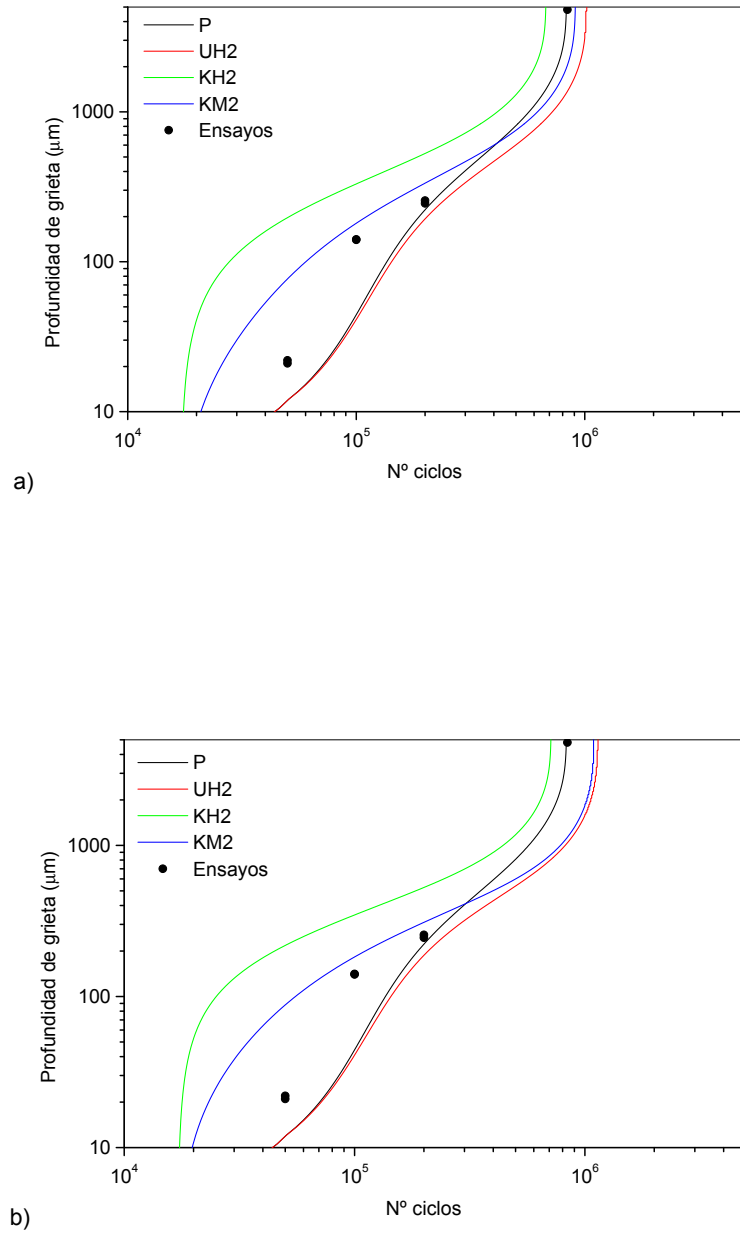


Figura 5.21: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 60-120-I, usando $\sigma_f = 118 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

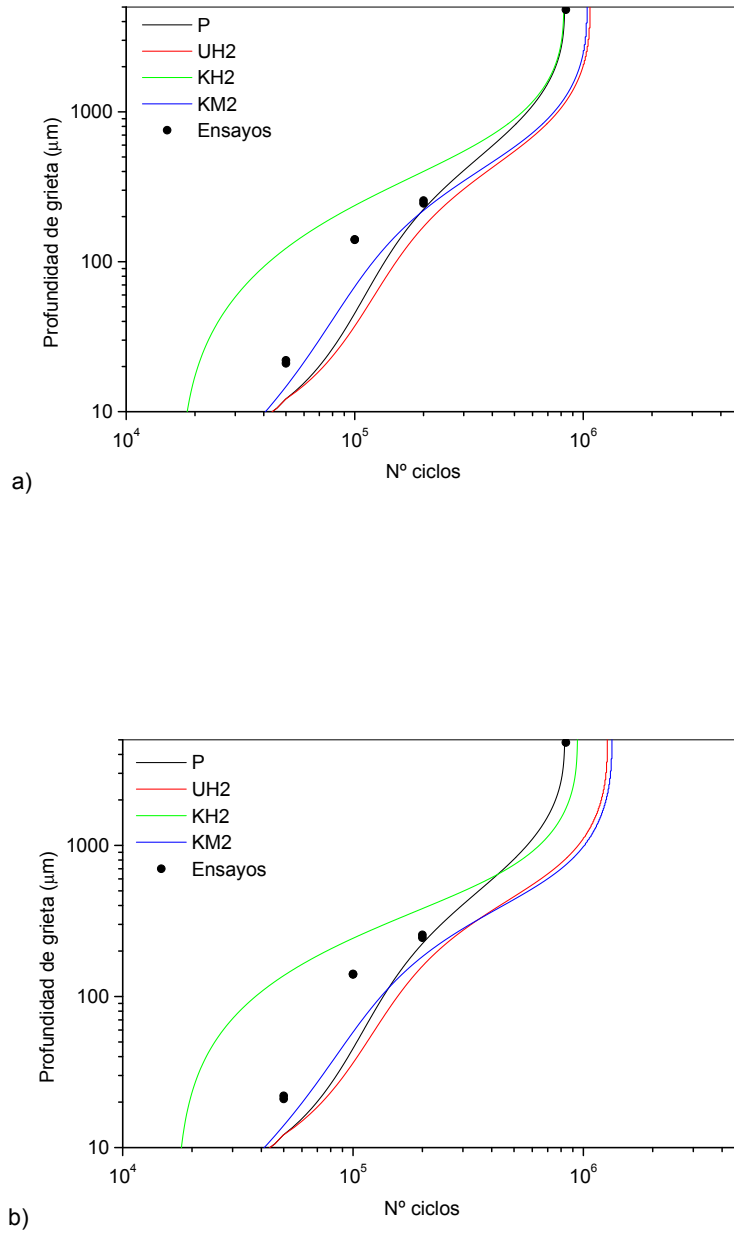


Figura 5.22: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 60-120-I, usando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

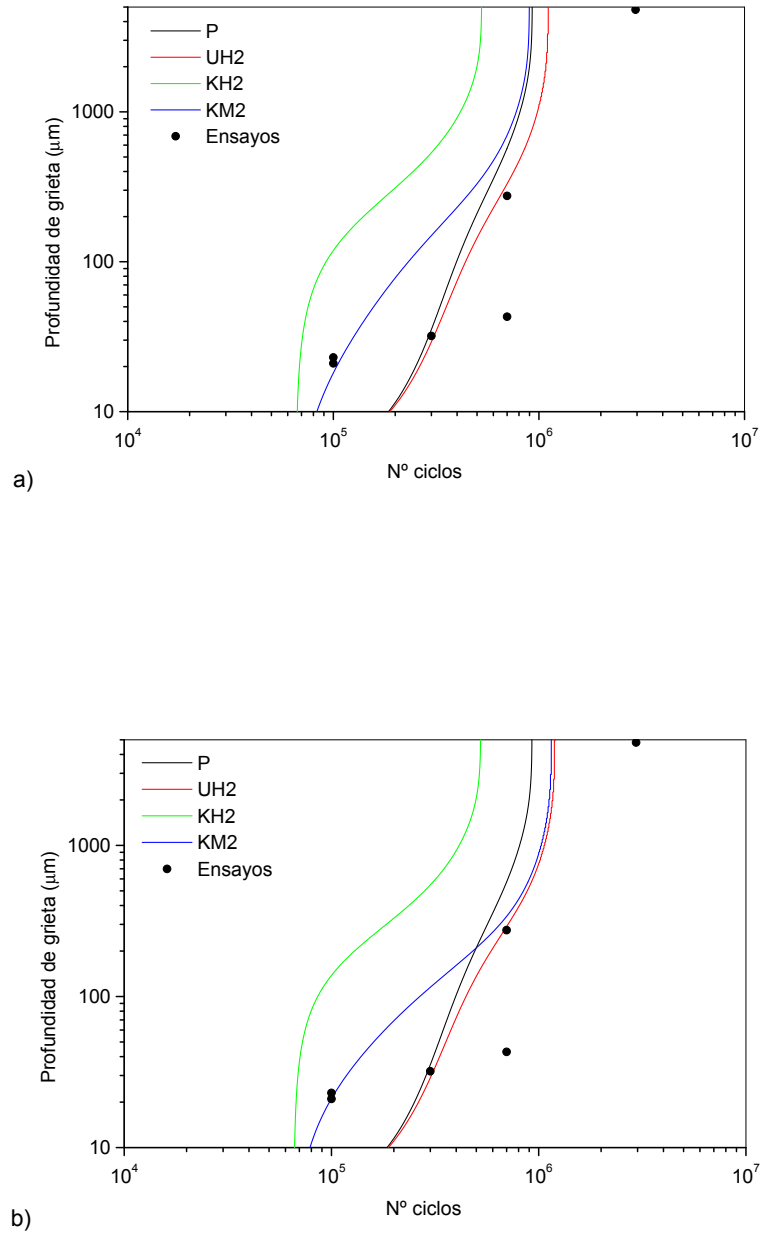


Figura 5.23: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 82-30-I, usando $\sigma_f = 118 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

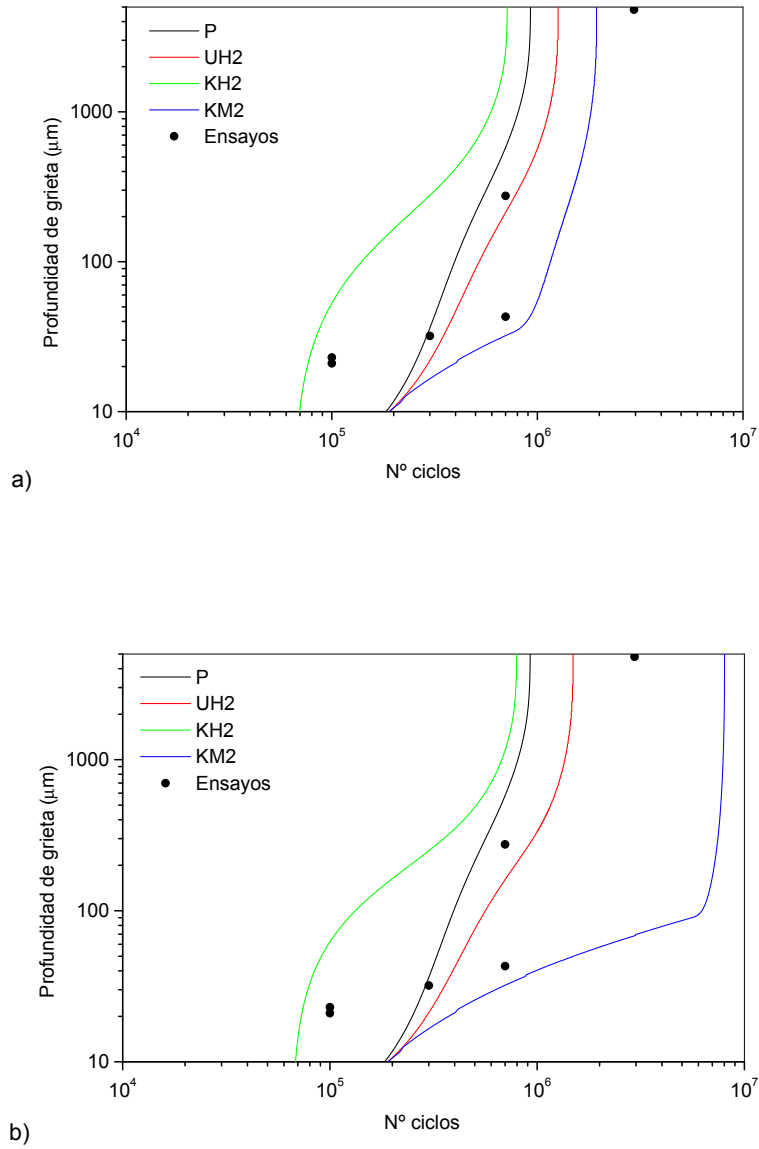


Figura 5.24: Estimación de la evolución de la grieta, para serie de ensayos 82-30-I, usando $\sigma_f=169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

En el rango de grietas cortas, donde la predicción es más complicada, la ley que ofrece mejores resultados es $KM2$, que presenta un crecimiento algo mayor que el ofrecido por las leyes P y $UH2$, pero no tan alto como el ofrecido por $KH2$.

A continuación se analizará la influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento en las predicciones realizadas. Como se aprecia en las figuras, un mayor valor de cualquiera de estos dos parámetros ofrece una menor longitud de grieta estimada, sobre todo, en el rango de grietas largas. Esto se debe a que un aumento del límite de fatiga o del umbral de crecimiento, produce una importante disminución de la velocidad de crecimiento a una profundidad del orden del radio de la zona de contacto, tal y como se aprecia en las figuras del apéndice B.

Para concluir, se puede afirmar que el modelo ofrece una estimación más aproximada a los resultados experimentales en todo el rango de longitud de grieta, cuando se utiliza la ley de crecimiento $KM2$, un límite de fatiga $\sigma_f=169$ MPa y un umbral $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} .

Capítulo 6

Análisis de ensayos sobre probetas recubiertas

En este capítulo se realizará la predicción de vida a fatiga de los ensayos sobre probetas recubiertas que terminaron con el fallo final. Estos ensayos pertenecen al grupo denominado "Fallo Todos" en la figura 4.2. Los datos y resultados experimentales de estos ensayos se presentaron en la tabla 4.1.

En este tipo de ensayos es necesario tener en cuenta que el contacto se produce entre superficies de materiales distintos: el elemento de contacto esférico es de Al 7075-T651, mientras que la probeta tiene aplicado un recubrimiento superficial. La figura 6.1 muestra la configuración del contacto en este tipo de ensayos. Tanto el elemento de contacto como el sustrato de la probeta son de Al 7075-T651, con unas constantes elásticas E y ν . La capa de recubrimiento tiene un espesor h (1.2 μm en el caso del $\text{MoS}_2\text{-WC}$ y 50 μm en el $\text{Nitufl}^{\text{®}}$), y unas constantes elásticas E_R y ν_R . Las propiedades elásticas, tanto del Al 7075-T651 como de ambos tipos de recubrimientos, se presentaron en la tabla 3.6.

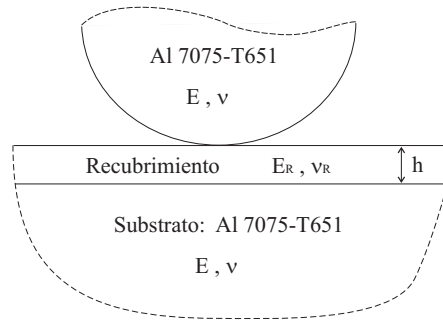


Figura 6.1: Configuración del contacto en ensayos con probetas recubiertas.

La presencia de un recubrimiento sobre un material base tiene varios efectos importantes. En primer lugar, la presencia del recubrimiento modifica la distribución de la presión de contacto. En segundo lugar, la diferencia de las propiedades elásticas entre recubrimiento y sustrato modifica la distribución de las tensiones bajo el contacto. Como consecuencia de esto, se puede producir la iniciación de grietas en distintas zonas del recubrimiento o la delaminación entre recubrimiento y sustrato. A continuación se analizarán ambos efectos.

El primer paso es calcular la redistribución de la presión de contacto debida a la presencia del recubrimiento. Rigurosos cálculos numéricos [236, 237] han demostrado que la distribución de la presión de contacto se mantiene muy próxima a la solución de Hertz para cualquier conjunto de propiedades del recubrimiento y del sustrato. El principal efecto de la diferencia de propiedades elásticas entre el recubrimiento y el sustrato es la variación del valor del radio de contacto, a , y de la máxima presión normal, p_0 . Por lo tanto, asumiendo que se mantiene la distribución de presiones de Hertz, únicamente es necesario determinar los valores de a y p_0 . Para ello sólo hace falta calcular unas nuevas propiedades elásticas efectivas que tengan en cuenta la interacción entre el sustrato y el recubrimiento.

En el caso de los ensayos sobre probetas sin recubrir, para calcular la distribución de la presión de contacto, se utilizaba el módulo de Young equivalente, E^* , para el contacto de materiales similares según la ecuación 1.4. Sin embargo, para

el caso de los ensayos sobre probetas recubiertas, es necesario utilizar el módulo de Young equivalente para el contacto de materiales diferentes, que viene dado por

$$\frac{1}{E^*} = \frac{(1 - \nu^2)}{E} + \frac{(1 - \nu_{ef}^2)}{E_{ef}} \quad (6.1)$$

donde E y ν son las propiedades elásticas, módulo de Young y el coeficiente de Poisson, del Al 7075-T651 del elemento de contacto, mientras E_{ef} y ν_{ef} hacen referencia a las propiedades elásticas efectivas de la probeta.

Para el cálculo de estas propiedades elásticas efectivas, E_{ef} y ν_{ef} , es necesario tener en cuenta la interacción entre el sustrato y el recubrimiento [238–240]. Para ello, se ha utilizado un método de perturbación propuesto por Gao et al. [240], con el que se obtienen un módulo de Young y un coeficiente de Poisson efectivos, E_{ef} y ν_{ef} , según las ecuaciones

$$E_{ef} = E + (E_R - E) \cdot I_0(\xi) \quad (6.2)$$

$$\nu_{ef} = \nu + (\nu_R - \nu) \cdot I_1(\xi) \quad (6.3)$$

donde E y ν son las propiedades elásticas del sustrato, mientras E_R y ν_R son las propiedades elásticas del recubrimiento. En estas expresiones aparecen dos funciones de peso, $I_0(\xi)$ y $I_1(\xi)$, que se definen según

$$I_0(\xi) = \frac{2}{\pi} \arctan \xi + \frac{(1 - 2\nu)\xi \ln \frac{1+\xi^2}{\xi^2} - \frac{\xi}{1+\xi^2}}{2\pi(1 - \nu)} \quad (6.4)$$

$$I_1(\xi) = \frac{2}{\pi} \arctan \xi + \frac{\xi}{\pi} \ln \frac{1 + \xi^2}{\xi^2} \quad (6.5)$$

donde $\xi = h/a$ es la relación entre el espesor de la capa de recubrimiento, h , y el radio de la zona de contacto, a .

De este modo, haciendo uso del modelo presentado, se obtiene un módulo de Young equivalente para el contacto entre el elemento de contacto y una probeta recubierta. Sin embargo, se comprueba que el módulo de Young obtenido de este modo no difiere apenas del utilizado sin tener en cuenta el recubrimiento, menos de un 2%. Esto se debe a que en todos los casos el espesor de la capa de recubrimiento es muy pequeño en relación al radio de la zona de contacto, por lo que la capa de recubrimiento apenas modifica la distribución de la presión de contacto [239]. Este hecho está de acuerdo con las conclusiones de Carton [241] acerca del papel de las propiedades elásticas y el espesor de los recubrimientos en la transmisión de esfuerzos en componentes recubiertos. En el caso de recubrimientos de pequeño espesor, como son los casos que nos ocupan, la capa de recubrimiento tiene poca influencia en el campo de tensiones y únicamente transmite los esfuerzos.

Una vez analizado al efecto del recubrimiento sobre la distribución de la presión de contacto, es necesario calcular la redistribución del campo de tensiones bajo el contacto y evaluar como afecta esta redistribución al comportamiento ante la fractura. Oliveira et al. [242] han empleado la mecánica de la fractura para modelar la fractura y la delaminación en materiales recubiertos sujetos a cargas de contacto. Para predecir las condiciones necesarias para iniciar la fractura en el recubrimiento o en el substrato, el primer objetivo es determinar la localización y la magnitud de las mayores tensiones en el sólido. En la figura 6.2 se muestran las zonas más probables en las que se produce la iniciación.

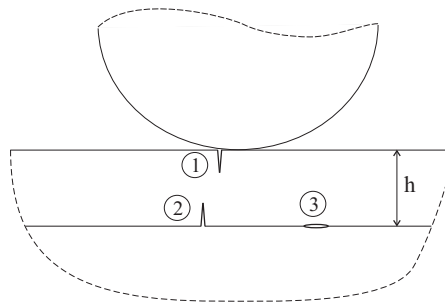


Figura 6.2: Posibles zonas de iniciación de grietas en elemento recubierto.

La primera zona es la superficie de contacto, que es la zona habitual de iniciación de grietas en el caso de un material sin recubrir. La segunda zona de posible iniciación de grietas es justo por encima de la interfase recubrimiento-substrato. En ambos casos, una vez iniciadas las grietas, estas se propagan en la dirección perpendicular a la superficie de contacto. La tercera posible causa de fractura es la delaminación de la propia interfase entre el recubrimiento y el substrato, por lo que la fractura se produce en un plano paralelo a la superficie de contacto.

La localización exacta de las mayores tensiones en el sólido y su valor dependerá del coeficiente de rozamiento, de la diferencia entre las propiedades elásticas del recubrimiento y del substrato y de la relación entre el espesor del recubrimiento y el radio de la zona de contacto, h/a . La diferencia entre las propiedades elásticas del recubrimiento y del substrato se suele caracterizar utilizando los parámetros de Dundurs, α y β [243]. Los valores de estos parámetros se encuentran en los rangos $-1 \leq \alpha \leq 1$ y $-1/2 \leq \beta \leq 1/2$. Valores positivos de α representan un recubrimiento más rígido que el substrato, mientras que valores negativos tienen significado opuesto. El parámetro β también está relacionado con el módulo de Young, pero es más sensible a diferencias entre coeficientes de Poisson.

En el caso que nos ocupa, debido a la pequeña diferencia entre las propiedades elásticas del recubrimiento y del substrato, para los dos tipos de recubrimientos empleados, $MoS_2 - WC$ y $Nituff^{\text{®}}$, se obtienen valores de α y β muy próximos a cero. Este hecho, unido a la baja relación entre el espesor del recubrimiento y el radio de la zona de contacto, h/a , sugiere que la aplicación de los recubrimientos no tiene consecuencias sobre la zona de iniciación de las grietas [242]. Por lo tanto, la superficie de contacto (zona 1 en la figura 6.2) es la zona en la que se producen las mayores tensiones y, por lo tanto, donde se inician las grietas, por lo que a efectos prácticos sólo es necesario tener en cuenta esta zona. No es necesario analizar, por consiguiente, la iniciación de grietas bajo la superficie ni la delaminación entre recubrimiento y substrato (zona 2 y 3 en la figura 6.2).

En resumen, se ha demostrado que la aplicación de los recubrimientos no tiene

efectos importantes sobre la distribución de las tensiones bajo el contacto, debido a las propiedades elásticas de los recubrimientos, muy parecidas a las del material base, y al pequeño espesor del mismo.

Por otro lado, la principal consecuencia de la aplicación de los recubrimientos, además de la modificación de las propiedades elásticas, es la variación del coeficiente de rozamiento y de las propiedades a fatiga. Por lo tanto, a la hora de aplicar el modelo de estimación de vida, es necesario utilizar los valores correspondientes a cada recubrimiento, tanto del coeficiente de rozamiento, tabla 3.5, como de las propiedades de fatiga de las probetas recubiertas, tabla 3.3. Otro aspecto a tener en cuenta en la estimación de vida de elementos recubiertos son las tensiones residuales producidas por la aplicación del recubrimiento, ya que dichas tensiones residuales pueden afectar notablemente en la vida a fatiga. Al realizar el análisis de las tensiones residuales sobre probetas recubiertas, se comprobó que la aplicación de ambos recubrimientos apenas introducía tensiones residuales, figura 3.7. Por lo tanto, a la hora de estimar la vida en los ensayos de probetas recubiertas, no es necesario tener en cuenta dichas tensiones residuales.

Teniendo en cuenta la modificación de las propiedades debidas al recubrimiento, se realizará la predicción de la vida a fatiga de los ensayos sobre probetas recubiertas que terminaron con el fallo final. Al igual que en el capítulo anterior, se hará uso del modelo de predicción propuesto, utilizando las distintas leyes de iniciación y propagación (tabla 5.1). Para ello se usarán los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento, con el fin de analizar la influencia de ambos parámetros en la estimación de vida. En cuanto al criterio multiaxial, se utilizará únicamente el de McDiarmid. Esto se debe a que, como ya se ha comprobado, la elección de uno u otro no produce grandes variaciones en la predicción de vida a fatiga.

A continuación se analizarán los ensayos sobre probetas recubiertas, primero las recubiertas con $MoS_2 - WC$ y, posteriormente las recubiertas con $Nituf_{\text{®}}$.

6.1. Estimación de vida en probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$

La estimación de vida de estos ensayos sobre probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$ se realizará del mismo modo que con los ensayos sobre probetas sin recubrir. La única diferencia es que, a la hora de aplicar el modelo propuesto, se han usado las propiedades correspondientes al recubrimiento de $MoS_2 - WC$, tal y como se ha comentado anteriormente. Estas propiedades son básicamente el coeficiente de rozamiento y la resistencia a fatiga. En cuanto al coeficiente de rozamiento, la aplicación de este recubrimiento produce una importante reducción en su valor, de $\mu = 1.25$ a $\mu = 0.65$, con la correspondiente reducción de las tensiones en la zona de contacto. En lo que respecta a las propiedades de fatiga, se hará uso de las obtenidas a partir de los ensayos con probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. Como se puede observar en la figura 3.5 y en la tabla 3.3, la aplicación del recubrimiento de $MoS_2 - WC$ reduce sensiblemente la resistencia a fatiga. Por lo tanto, los efectos de la variación de ambas propiedades sobre la vida a fatiga son contrapuestos: mientras que la reducción del coeficiente de rozamiento provoca un aumento de la vida, la reducción de la resistencia a fatiga produce una disminución de la misma.

A continuación se presentarán los resultados de las estimaciones de vidas en los ensayos sobre probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. Para ello se usarán los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento, con el fin de analizar la influencia de ambos parámetros en la estimación de vida. En lo que respecta al límite de fatiga, se hará uso de los valores obtenidos a partir de la curva $S-N$ de las probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. En este caso, se toman los valores $\sigma_f = 143$ y 99 MPa, correspondientes a 10^6 y 10^7 ciclos respectivamente. En primer lugar se analizarán las estimaciones de la vida de los ensayos y, posteriormente, las estimaciones de la vida de las grietas secundarias encontradas en los ensayos.

La figura 6.3 muestra gráficamente parte de los resultados de las estimaciones de vida de los ensayos sobre probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. En este caso se

muestran los resultados obtenidos utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid y los valores $\sigma_f=143$ MPa y $K_{th,\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} .

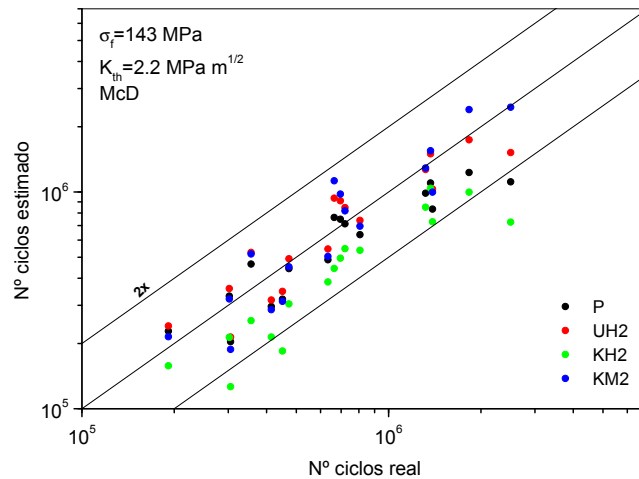


Figura 6.3: Estimaciones de vida en los ensayos recubiertos con $MoS_2 - WC$, utilizando los valores $\sigma_f=143$ MPa y $K_{th,\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

A simple vista se observa que las leyes de crecimiento $UH2$ y $KM2$ son las que ofrecen mejores resultados, mientras que la ley $KH2$ es con la que se obtienen peores resultados, ofreciendo vidas estimadas demasiado reducidas.

En la tabla 6.1 se presenta todo el conjunto de los resultados obtenidos en las estimaciones de vida de los ensayos sobre probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$, utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento del material base. Para interpretar estos resultados resulta de gran utilidad conocer la importancia de la fase de iniciación en la vida total. Por este motivo, se ha calculado la longitud de iniciación de grieta así como la fracción de vida empleada en iniciación. La tabla 6.2 muestra los valores medios de estos parámetros.

Tabla 6.1: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 17 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=99 \text{ MPa}$	Media	0.83	0.92	0.45	0.71	0.96	0.43	0.75
	Dispersión	1.33	1.30	1.34	1.28	1.30	1.35	1.30
	N°	17	17	17	17	17	17	17
$\sigma_f=143 \text{ MPa}$	Media	0.83	0.98	0.59	1.00	1.07	0.60	1.14
	Dispersión	1.33	1.30	1.31	1.34	1.30	1.33	1.49
	N°	17	17	17	17	17	17	15

Tabla 6.2: Valores medios de la longitud de iniciación y de la fracción de vida empleada en iniciación, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

		P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=99 \text{ MPa}$	$l_i (\mu\text{m})$	24	26	1	1	26	1	1
	% iniciación	17	16	11	7	16	12	6
$\sigma_f=143 \text{ MPa}$	$l_i (\mu\text{m})$	24	29	1	30	29	1	32
	% iniciación	17	16	8	19	15	8	18

A la vista de los resultados presentados en las tablas 6.1 y 6.2, se pueden sacar varias conclusiones. En primer lugar, al estudiar la influencia de la ley de propagación utilizada en la predicción de vida, se observa que con todas las leyes se obtienen unos buenos resultados. Haciendo uso de la ley de Paris, P , se obtienen unos resultados aceptables aunque algo conservativos ($\bar{c}=0.83$). En cuanto al resto de las leyes de crecimiento utilizadas, se diferencian dos grupos. En el primero se encuentra la ley $UH2$, que modifica el umbral de crecimiento. Con esta ley se obtienen mayores vidas estimadas que con la ley P , ya que ofrece una velocidad de crecimiento menor en todo el rango de longitudes de grieta. El segundo grupo de leyes son las que modifican el FIT, es decir, $KH2$ y $KM2$. Es con la primera con

la que se obtienen menores vidas estimadas de todas las leyes utilizadas, debido a las altas velocidades que presenta en el rango de grietas cortas. En la figura 6.3 se observa que los resultados obtenidos con esta ley son demasiado conservativos. A la vista de la tabla 6.1 se deduce que *UH2* y *KM2* son las leyes de crecimiento con las que se obtienen mejores resultados.

En cuanto a la importancia de la fase de iniciación en las predicciones, tal y como se aprecia en la tabla 6.2, las leyes *P*, *UH2* y *KM2* ofrecen unos resultados parecidos tanto en longitudes de iniciación como en fracciones de vida de iniciación. Sin embargo, con la ley *KH2* se obtienen unos resultados muy distintos. En este caso, la importancia de la fase de iniciación es mucho menor debido a las altas velocidades en el rango de grietas cortas, como evidencian los menores valores obtenidos en las longitudes de iniciación y en las fracciones de vida de iniciación.

Por último, al analizar la influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento, se llegan a las mismas conclusiones que en apartados anteriores. Ninguno de estos parámetros influye en la ley de Paris, *P*. Respecto a las demás leyes, la variación de estos parámetros afecta en el mismo sentido a las predicciones de vida: un aumento de cualquiera de estos parámetros produce un aumento en la vida estimada. Otro aspecto importante es la sensibilidad de cada ley de crecimiento a la variación de los parámetros σ_f y $K_{th\infty}$. Como se aprecia en la tabla 6.1, la ley *KM2* es la más sensible mientras que la ley *KH2* es la menos afectada por la variación de estos parámetros.

A continuación se analizarán las grietas secundarias encontradas en este tipo de ensayos. En cada uno de los ensayos, se estimará el número de ciclos necesarios para iniciar la grieta secundaria y propagarla hasta su longitud final. La figura 6.4 muestra parte de los resultados de las estimaciones de vida de grietas secundarias de los ensayos sobre probetas recubiertas con *MoS₂ - WC*. En este caso se muestran los resultados obtenidos utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid y los valores $\sigma_f=143$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} .

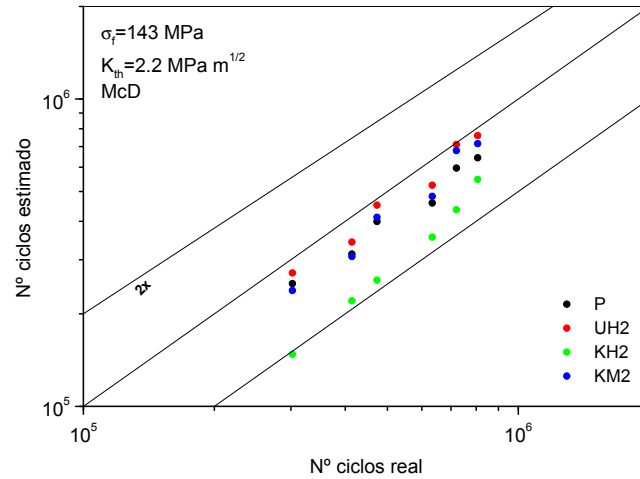


Figura 6.4: Estimaciones de vida de grietas secundarias en los ensayos recubiertos con $MoS_2 - WC$, utilizando los valores $\sigma_f=143$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ $MPa\sqrt{m}$ y el criterio multiaxial de McDiarmid.

En las tablas 6.3 y 6.4 se presenta todo el conjunto de los resultados de las predicciones realizadas. En ellas se ha utilizado el criterio multiaxial de McDiarmid y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento.

Tabla 6.3: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales de grietas secundarias, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 6 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2$ $MPa\sqrt{m}$			$K_{th\infty}=2.5$ $MPa\sqrt{m}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=99$ MPa	Media	0.80	0.87	0.43	0.66	0.90	0.41	0.67
	Dispersión	1.06	1.07	1.15	1.10	1.08	1.19	1.15
	Nº	6	6	6	6	6	6	6
$\sigma_f=143$ MPa	Media	0.80	0.90	0.57	0.83	0.96	0.56	0.90
	Dispersión	1.06	1.08	1.12	1.10	1.09	1.16	1.15
	Nº	6	6	6	6	6	6	6

Tabla 6.4: Valores medios de la longitud de iniciación y de la fracción de vida empleada en iniciación de grietas secundarias, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$.

		P	$K_{th\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$			$K_{th\infty}=2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=99 \text{ MPa}$	$l_i (\mu\text{m})$	28	30	2	2	30	2	2
	% iniciación	15	15	9	5	14	9	5
$\sigma_f=143 \text{ MPa}$	$l_i (\mu\text{m})$	28	30	2	19	31	2	20
	% iniciación	15	14	6	11	14	6	11

En vista de los resultados presentados en las tablas 6.3 y 6.4, se llegan a las mismas conclusiones que anteriormente. Sin embargo, al comparar estos resultados con los obtenidos en las predicciones de vida de los mismos 6 ensayos aquí analizados, se aprecia que en este caso se obtienen vidas estimadas algo menores.

6.2. Estimación de vida en probetas recubiertas con *Nituff*[®]

En el caso de los ensayos sobre probetas recubiertas con *Nituff*[®], la estimación de vida se realizará del mismo modo que en el caso anterior. Esto es, teniendo en cuenta la variación de las propiedades debida a la aplicación del recubrimiento: la resistencia a fatiga y el coeficiente de rozamiento. La aplicación del recubrimiento de *Nituff*[®] produce, por un lado, una notable reducción de la resistencia a fatiga y, por otro, una disminución del coeficiente de rozamiento ($\mu = 1.25$ a $\mu = 1$).

Al aplicar el modelo propuesto a este tipo de ensayos, tanto en las estimaciones de la vida de los ensayos como en las de la vida de las grietas secundarias, se obtienen muy malos resultados. En primer lugar se advierte que se estiman vidas mucho menores a las reales. Por otro lado, en gran parte de los ensayos, utilizando cualquiera de las leyes de propagación, se obtiene una longitud inicial de grieta cercana a la de rotura ($5000 \mu\text{m}$), y una fracción de vida empleada en iniciación

próxima al 100 %. Estos hechos advierten de un error en el uso del método de predicción de vida.

La explicación a estos malos resultados puede estar en el modelado del proceso de iniciación en el modelo de predicción. Como ya se comentó en el capítulo 2, en el método de predicción propuesto el proceso de iniciación viene modelado a partir de la curva experimental $S-N$. En esta curva, el número de ciclos N está definido no como el de iniciación de una grieta, sino como el de rotura de la probeta. Por lo tanto, al usar dicha curva para el cálculo de la vida de iniciación se comete un error. Este error no es importante si se tiene en cuenta que la curva $S-N$ se obtiene a partir de probetas sin entalla, es decir, sin gradiente de tensiones, donde la mayor parte de la vida se corresponde con la iniciación de la grieta. En consecuencia, el modelado del proceso de iniciación será válido siempre y cuando se cumpla esta hipótesis. En el caso contrario, la fase de iniciación no estará bien modelada y, por lo tanto, las predicciones obtenidas no serán válidas. Este puede ser el caso de las probetas recubiertas con *Nituff*[®].

Al analizar una de las probetas recubiertas con *Nituff*[®] después de un ensayo que terminó en fallo, quedó demostrada la existencia de numerosas grietas en la capa de recubrimiento, figura 4.33. Este hecho, comentado por Newman en varios de sus trabajos para un recubrimiento similar [232, 233], es atribuido a la fragilidad del recubrimiento, formado por óxido de aluminio, que da lugar a la aparición prematura de numerosas grietas en la capa de recubrimiento. A partir de los resultados experimentales, Newman concluye que en probetas con este recubrimiento la iniciación de grietas ocurre tras un corto número de ciclos. Por lo tanto, en los ensayos de fatiga para obtener la curva $S-N$, la mayor parte de la vida de la grieta se corresponderá con la propagación de la misma a partir de 50 μm .

Para corroborar esta hipótesis se ha realizado la predicción de la vida de los ensayos de fatiga realizados, considerando la vida como el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde 50 μm hasta al fallo final. Para el cálculo del factor intensidad de tensiones se hará uso de la solución analítica correspondiente

a una grieta superficial en una probeta cilíndrica [244]. En la figura 6.5 se muestran gráficamente los resultados de las predicciones realizadas, utilizando la ley de crecimiento de Paris. En ella se representa, además, la curva $S-N$ experimental, con el fin de valorar los resultados obtenidos en la estimación.

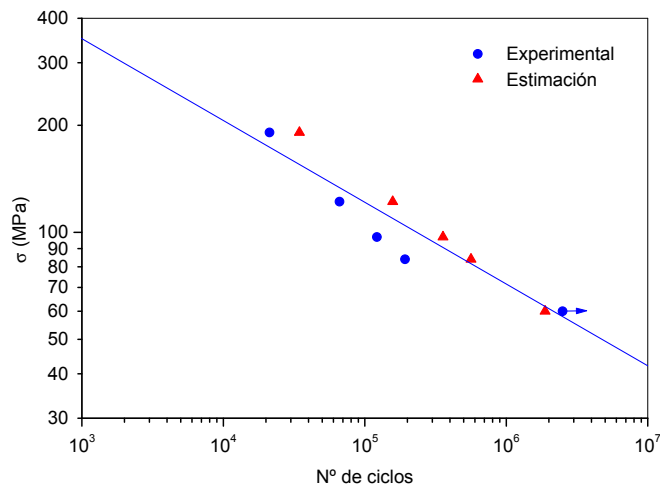


Figura 6.5: Estimaciones de vida de los ensayos de fatiga de las probetas recubiertas con *Nituff*®, considerando únicamente propagación desde $50 \mu\text{m}$.

Como se puede apreciar, la predicción de la curva $S-N$ utilizando únicamente la fase de propagación ofrece unos resultados muy buenos, lo que confirma la hipótesis de que en los ensayos de fatiga realizados, la mayor parte de la vida de la grieta se corresponde con la propagación de la misma a partir de $50 \mu\text{m}$. Por este motivo, no se puede modelar el proceso de iniciación mediante la curva experimental $S-N$.

Es necesario, por consiguiente, utilizar una alternativa al modelo de predicción utilizado hasta el momento. Basándose en el hecho comprobado experimentalmente de que la iniciación se produce muy rápidamente en la capa de recubrimiento, Newman [232, 233] propone despreocuparse del proceso de iniciación y calcular la vida como un proceso de propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud

igual al espesor del recubrimiento. Haciendo uso de este método, Newman intenta predecir la vida a fatiga en componentes entallados, obteniendo resultados bastante aceptables. Por lo tanto, como alternativa al modelo propuesto, se ha realizado la estimación de la vida a fatiga de este grupo de ensayos, despreciando la fase de iniciación y considerando únicamente el proceso de propagación. La vida se corresponderá con el número de ciclos necesarios para propagar la grieta desde un defecto inicial igual al espesor del recubrimiento, $50 \mu\text{m}$, hasta el fallo final.

A continuación se presentan los resultados de las estimaciones considerando únicamente el proceso de propagación, en los ensayos sobre probetas recubiertas con Nituff®, tanto en las estimaciones de la vida de los ensayos como en las de la vida de las grietas secundarias. Se hará uso de los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento, con el fin de analizar la influencia de ambos parámetros en la estimación de vida. Los valores del límite de fatiga utilizados son, como es lógico, los correspondientes al material base.

En primer lugar se analizarán las estimaciones de vida de estos ensayos. En la figura 6.6 se presenta parte de los resultados obtenidos en las estimaciones de vida. En ella se muestran los resultados obtenidos utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid y los valores $\sigma_f=169 \text{ MPa}$ y $K_{th,\infty}=2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$. A la vista de esta figura se observa que con las leyes de crecimiento *UH2* y *KM2* se obtienen los mejores resultados, mientras que la ley *KH2* es la que peores estimaciones ofrece.

Para completar el estudio, en la tabla 6.5 se presenta todo el conjunto de los resultados obtenidos en las predicciones, utilizando las diferentes leyes de crecimiento y los distintos valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Las conclusiones extraídas de los resultados presentados en esta tabla se presentan a continuación. Al analizar la influencia de la ley de propagación utilizada en la predicción de vida, se observa que con todas las leyes se obtienen buenos resultados. Con la ley de Paris, se alcanzan unos resultados aceptables, aunque algo conservativos ($\bar{c}=0.80$).

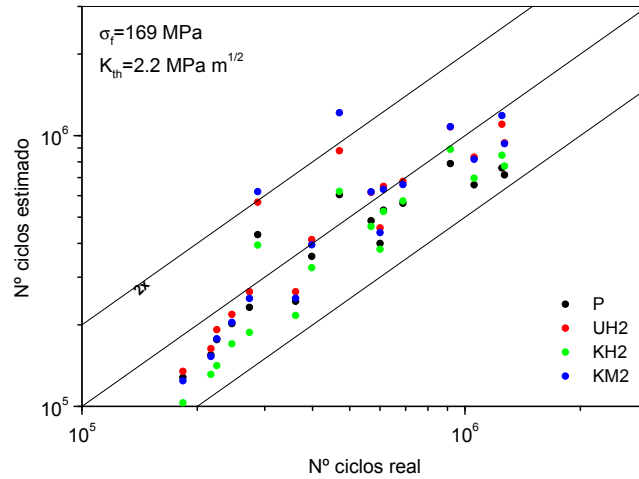


Figura 6.6: Estimaciones de vida en los ensayos recubiertos con *Nituff*[®], utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multiaxial de McDiarmid.

Tabla 6.5: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales, considerando únicamente el proceso de propagación, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 17 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m}				$K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m}		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2	
$\sigma_f=118$ MPa	Media	0.80	0.92	0.61	0.84	0.99	0.60	0.94	
	Dispersión	1.29	1.31	1.26	1.34	1.33	1.28	1.45	
	Nº	17	17	17	17	17	17	17	
$\sigma_f=169$ MPa	Media	0.80	0.97	0.76	0.97	1.09	0.80	0.96	
	Dispersión	1.29	1.35	1.30	1.46	1.41	1.35	1.30	
	Nº	17	17	17	17	17	17	14	

La ley *UH2*, que modifica el umbral de crecimiento, es con la que se obtienen las mayores vidas estimadas, debido a las bajas velocidades de crecimiento ofrecidas en todo el rango de longitudes de grieta. Por otro lado, con las leyes que modifican

el FIT, *KH2* y *KM2*, se obtienen resultados muy dispares. Con la ley *KH2* se alcanzan vidas estimadas muy reducidas, menores incluso que con la ley de Paris, debido a las altas velocidades en el rango de grietas cortas. Por contra, la ley *KM2* ofrece mayores vidas estimadas, más cercanas a las vidas experimentales. En vista de los resultados presentados, se puede afirmar que las leyes *UH2* y *KM2* son las que proporcionan vidas estimadas más precisas.

Por último, al analizar la influencia del límite de fatiga y del umbral de crecimiento se concluye, como era de esperar, que un aumento de cualquiera de ellos produce un aumento en la vida estimada. Respecto de la sensibilidad de cada ley de crecimiento a la variación de los parámetros σ_f y $K_{th\infty}$, se aprecia que la ley *KM2* es la más sensible mientras que la ley *KH2* es la menos sensible a la variación de estos parámetros.

A continuación se realizarán las estimaciones correspondientes a las grietas secundarias encontradas en los ensayos sobre probetas recubiertas con *Nituff*[®]: se estimará el número de ciclos necesarios para iniciar la grieta secundaria y propagarla hasta su longitud final. La figura 6.7 muestra los resultados de las estimaciones realizadas utilizando el criterio multiaxial de McDiarmid y los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$. El estudio se completa con la tabla 6.6, que presenta los resultados de todo el conjunto de las predicciones realizadas en función de la ley de crecimiento utilizada y de los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento. Se observa que los resultados presentados en esta tabla son parecidos a los obtenidos en las estimaciones de la vida de los ensayos, tabla 6.5, por lo que se llegan a las mismas conclusiones expuestas anteriormente. La única diferencia se encuentra en que las vidas de las grietas secundarias estimadas son algo menores que las obtenidas en las predicciones de vida de los mismos 13 ensayos.

Dados los buenos resultados obtenidos con este método alternativo, se concluye que la hipótesis en la que se ha basado la aplicación de este método es consistente: la fragilidad del recubrimiento de *Nituff*[®] hace que la iniciación de las grietas se produzca prematuramente, apenas aplicados unos pocos ciclos.

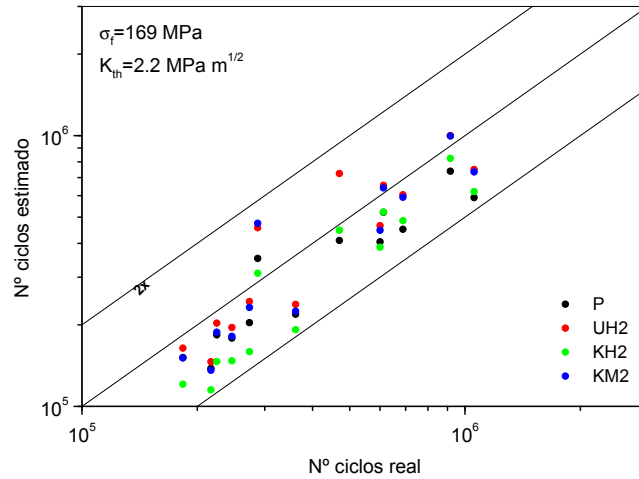


Figura 6.7: Estimaciones de vida de grietas secundarias en los ensayos recubiertos con *Nituff*®, utilizando los valores $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} y el criterio multi-axial de McDiarmid.

Tabla 6.6: Media y dispersión de los cocientes entre vidas estimadas y reales de grietas secundarias, considerando únicamente el proceso de propagación, para distintos valores de σ_f y $K_{th\infty}$. Número de ensayos, de un total de 13 que acabaron en fallo, en los que se predice una vida finita.

		P	$K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m}			$K_{th\infty}=2.5$ MPa \sqrt{m}		
			UH2	KH2	KM2	UH2	KH2	KM2
$\sigma_f=118$ MPa	Media	0.75	0.87	0.54	0.79	0.93	0.53	0.89
	Dispersión	1.22	1.27	1.22	1.32	1.30	1.26	1.54
	Nº	13	13	13	13	13	13	13
$\sigma_f=169$ MPa	Media	0.75	0.92	0.70	0.85	1.04	0.73	0.90
	Dispersión	1.22	1.32	1.26	1.31	1.42	1.34	1.30
	Nº	13	13	13	12	13	13	11

De este modo, para predecir la vida a fatiga, se puede despreciar la fase de iniciación de la grieta, suponiendo que desde el principio existen grietas de longitud

igual al espesor de la capa de recubrimiento, 50 μm . Este hecho se ve corroborado con las grietas encontradas en la capa de recubrimiento de *Nituff*[®] en la probeta analizada tras un ensayo, figura 4.33, y con los trabajos experimentales de Newman [232, 233], que observó grietas en la capa de recubrimiento tras la aplicación de pocos ciclos.

Por último, se concluye que para la estimación de vida de elementos recubiertos, se puede utilizar el modelo propuesto en esta tesis, teniendo en cuenta la variación de las propiedades debidas a la aplicación de los recubrimientos, siempre que no se trate de un recubrimiento frágil. En el caso de elementos con recubrimientos frágiles, como el anodizado, se puede calcular la vida como la propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud igual al espesor del recubrimiento.

Capítulo 7

Conclusiones y trabajos futuros

En este último capítulo se recogen las principales conclusiones expuestas en los capítulos anteriores. El capítulo comienza con un resumen de los contenidos tratados a lo largo de la tesis en sus distintas partes. A continuación se presentan las conclusiones extraídas a lo largo del estudio realizado y se señalan las contribuciones originales introducidas en esta tesis. Por último, se concluye con una sección en la que se recogen las líneas de trabajo abiertas durante el desarrollo de la tesis y los posibles trabajos futuros que continúen la línea de investigación presentada.

7.1. Resumen

El primer capítulo de esta tesis se empleó en realizar una retrospectiva sobre el estudio del complejo problema de la fatiga por fretting. Tras una descripción de la historia sobre el estudio de este fenómeno, desde que fue documentado por primera vez en 1911 por Eden et al. [17] hasta la fecha, se realizó una descripción del fenómeno en sí. El problema del fretting puede ser definido como un desliza-

miento relativo de pequeña amplitud entre las superficies de dos componentes en contacto bajo presión. Dicho microdeslizamiento entre las superficies puede inducir daños superficiales, así como altas tensiones variables, dando lugar a la prematura nucleación y posterior crecimiento de grietas cerca de los bordes de la zona de contacto. Atendiendo al tipo de cargas involucradas en el problema, dentro del estudio del fretting existen dos líneas de investigación bien diferenciadas: *Fretting wear* y *Fretting fatiga*. La diferencia fundamental es que, mientras en un problema de *Fretting wear* actúan únicamente las cargas locales debidas al contacto (la carga normal de compresión y la carga tangencial inducida por el movimiento relativo entre las superficies), en un caso de *Fretting fatiga* actúa además, sobre uno de los elementos en contacto, una fuerza que da lugar a unas tensiones globales en todo el elemento.

A continuación se presentaron los tipos de contacto más usuales en un problema de fretting y, por último, los diferentes tipos de ensayos utilizados en el estudio experimental del fretting. La parte final de este capítulo se dedicó al estudio de los paliativos utilizados para mejorar el comportamiento frente al fretting de componentes reales. Entre los paliativos más utilizados y eficientes cabe destacar la aplicación de recubrimientos, que puede modificar tanto el comportamiento frente al desgaste y a la fatiga simple como frente a la fatiga por fretting.

Una vez presentados los antecedentes históricos del problema, se fijaron los dos objetivos principales de esta tesis:

1. *Estudio experimental sobre fretting fatiga*. El fin de este estudio es determinar experimentalmente el comportamiento a fatiga bajo condiciones de fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651, además de realizar un análisis del efecto que dos tipos distintos de recubrimientos tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting de dicho material.
2. *Predicción de vida a fatiga por fretting*. Se realizarán las estimaciones de vida a fatiga de las distintas series de ensayos realizadas, tanto sobre probetas sin recubrir como sobre probetas recubiertas, haciendo uso de un método

de predicción de vida ya existente, ideado en un principio para fatiga de componentes entallados y modificado para permitir su aplicación al fretting.

A lo largo del segundo capítulo se revisaron los distintos métodos de predicción de vida a fatiga, tanto sobre componentes sin entallas como con entallas. A continuación se analizaron los métodos de predicción de vida utilizados en fretting fatiga, que son los mismos métodos que los utilizados para fatiga con entallas, dada la similitud entre ambos problemas. Los métodos para predecir la vida se pueden agrupar en tres tipos: los basados en el mecanismo de iniciación, los basados en el mecanismo de propagación y los que combinan ambos mecanismos. Estos últimos son los más interesantes, aunque su principal dificultad estriba en determinar la longitud de iniciación de grieta, punto donde acaba una fase y empieza la otra. Dicha longitud de iniciación puede ser una longitud fija definida a priori o puede ser variable, distinta para cada caso y obtenida como resultado del modelo. Al final del capítulo se propone el método de predicción de vida que se ha utilizado en esta tesis, método que deriva de un método anterior propuesto por Socie et al. [212] para componentes con entalla bajo carga uniaxial. Este modelo combina los criterios de iniciación y propagación de grietas, utilizando una longitud de iniciación variable y no arbitraria, definida como resultado del estado de tensiones al que está sometida la grieta y de las leyes de iniciación y propagación por fatiga.

En el tercer capítulo se presentó el método experimental utilizado en esta tesis. Se define, de este modo, el montaje experimental empleado y la configuración del contacto (tipo de contacto y geometría de las probetas y de los elementos de contacto). Por último se presentan las propiedades mecánicas y tribológicas tanto de la aleación de aluminio Al 7075-T651 como de los dos tipos de recubrimiento utilizados.

El capítulo cuarto se dedica al estudio experimental realizado en esta tesis. Dicho estudio se puede dividir en dos partes: por un lado, se analiza el comportamiento a fatiga por fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651 y, por otro, el efecto que los dos tipos de recubrimiento utilizados tienen sobre la resistencia

a fatiga por fretting de dicha aleación. Para ello se realiza la planificación de los ensayos, definiendo los tipos y niveles de cargas utilizados y los distintos tipos de ensayos a realizar. Los ensayos realizados se pueden agrupar en tres tipos. En primer lugar, los ensayos que han terminado con el fallo de la probeta, tanto los realizados sobre probetas sin recubrir como sobre probetas con los dos tipos de recubrimientos. El segundo tipo de ensayos son ensayos que no han terminado con el fallo de la probeta debido a que han sido interrumpidos tras $5 \cdot 10^6$ ciclos, número de ciclos suficientemente alto como para suponer vida infinita. Este tipo de ensayos se ha llevado a cabo únicamente sobre probetas sin recubrir. Por último, el grupo de ensayos denominados "*Interrumpidos*", que se ha llevado a cabo sólo sobre probetas sin recubrir. En este grupo de ensayos, para cada configuración de cargas, se han realizado varios ensayos que han sido interrumpidos después de distintos números de ciclos, con el fin de estudiar la evolución de la profundidad de la grieta en función del número de ciclos, desde su iniciación hasta la rotura final.

En el quinto capítulo se realizó la estimación de vida de parte de los ensayos llevados a cabo en esta tesis. En concreto, de los ensayos sobre probetas del material base sin recubrir. Para ello se utilizó el modelo de predicción de vida propuesto en esta tesis en sus distintas variantes, haciendo uso de los distintos criterios de iniciación y de las distintas leyes de propagación. Además, se analizó la influencia de los distintos parámetros que utiliza el modelo en la estimación de vida.

En el sexto y último capítulo se realizó la predicción de vida a fatiga de los ensayos sobre probetas recubiertas. Se utilizó para ello el modelo de predicción propuesto, en sus distintas variantes. En este caso, hubo que tener en cuenta en el modelado el efecto producido por la aplicación de los recubrimientos. En primer lugar, la configuración del contacto es distinta, ya que se produce entre superficies de materiales distintos, lo que produce una variación de las propiedades elásticas utilizadas para calcular la distribución de la presión de contacto. En segundo lugar, las propiedades de la probeta han variado sensiblemente tras la aplicación del

recubrimiento. La principal consecuencia derivada de la aplicación de los recubrimientos es la variación del coeficiente de rozamiento y de las propiedades a fatiga, además de las tensiones residuales introducidas en la aplicación del recubrimiento. Teniendo en cuenta estos factores, se llevó a cabo la estimación de vida de los ensayos sobre probetas recubiertas con los dos tipos distintos de recubrimiento utilizados.

Para la estimación de vida de las probetas recubiertas con *Nituff*[®] se ha utilizado una alternativa al modelo de predicción propuesto y utilizado en esta tesis. Este método alternativo, propuesto por Newman [232, 233], se basa en el hecho comprobado experimentalmente de que la iniciación de la grieta se produce muy rápidamente en la capa de recubrimiento. De este modo, propone despreciar el proceso de iniciación y calcular la vida como un proceso de propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud igual al espesor del recubrimiento. Por lo tanto, se ha realizado la estimación de la vida a fatiga de este grupo de ensayos considerando únicamente el proceso de propagación de la grieta desde un defecto inicial igual al espesor del recubrimiento, es decir, 50 μm .

7.2. Conclusiones

A continuación se resumen las principales conclusiones extraídas del estudio realizado en esta tesis. Dichas conclusiones se agrupan según el tema del que se derivan.

Del estudio experimental realizado se obtienen las siguientes conclusiones:

- Los resultados experimentales evidencian que la iniciación de las grietas se producen en el límite de la zona de contacto, zona donde los criterios de fatiga multiaxial predicen los valores más altos en sus parámetros. Las grietas se inician formando un pequeño ángulo respecto a la superficie, normalmente menor de 45° , y a una profundidad de unas 20 μm giran para crecer aproximadamente perpendicular a la superficie.

- A partir de los ensayos en los que se han encontrado grietas secundarias, se ha calculado la relación de aspecto de la grieta l/b , donde l y b son los semiejes de la grieta elíptica. De aquí se deduce la evolución de la grieta al crecer: adopta en su inicio una forma de elipse con baja relación l/b ($\simeq 0.5$) y, a medida que crece, tiende a una forma semicircular ($l/b = 1$). Esta relación de aspecto es necesario tenerla en cuenta a la hora de calcular el factor intensidad de tensiones en el modelo de predicción de vida.
- Al analizar la influencia del tipo de carga sobre la vida a fatiga por fretting se concluye que, como es de esperar, una disminución tanto de la tensión axial como de la carga tangencial produce un aumento en la vida a fatiga. Además se define el "límite de fatiga por fretting" (LFF) como un umbral en los niveles de cargas por debajo del cual no se produce el fallo, obteniéndose, de este modo una vida infinita. Su valor depende de la combinación de cargas aplicadas y de la geometría. Al comparar los valores del LFF con el límite de fatiga simple (LF) del material, se puede calcular el efecto de reducción del límite a fatiga que tiene el fretting. En los casos analizados, el factor de reducción de la resistencia a fatiga varía entre 1.75 y 3.28.
- Haciendo uso de los resultados del grupo de ensayos denominado "*Interrumpidos*" se ha estudiado la evolución de la grieta a lo largo de la vida de la probeta, desde su inicio hasta el fallo final. Dicha evolución depende de la combinación de las cargas aplicadas: unas cargas de contacto altas provocan una nucleación más rápida, mientras que un alto valor de la tensión axial supone un rápido crecimiento posterior. Se concluye además que valores altos de las cargas de contacto provocan una iniciación más temprana de las grietas, aunque esto no signifique que el fallo de la probeta se produzca antes. Esto dependerá de la evolución de las tensiones con la profundidad.
- Por último se ha analizado el efecto que los recubrimientos aplicados tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting.

Por un lado, la aplicación del recubrimiento de MoS_2-WC provoca un aumento de la resistencia a fatiga por fretting. Esto es debido a la reducción de tensiones asociada con un menor valor del coeficiente de rozamiento.

Por otro lado, el recubrimiento de $Nituff^{\text{®}}$ produce una reducción de la resistencia a fatiga por fretting, a pesar de que, debido al menor coeficiente de rozamiento, las tensiones son menores que en el caso del material sin tratar. La explicación a este hecho se encuentra en la propia naturaleza del recubrimiento de $Nituff^{\text{®}}$, formado por óxido de aluminio, que le confiere cierta fragilidad y da lugar a la prematura fisuración de la capa de recubrimiento, disminuyendo así la resistencia a fatiga del material.

Una vez realizado el estudio experimental, se ha llevado a cabo la estimación de vida a fatiga de las distintas series de ensayos realizadas en esta tesis. Para ello se ha usado el modelo de predicción propuesto en esta tesis, en sus distintas variantes, haciendo uso de los distintos criterios de iniciación y de las distintas leyes de propagación. De las estimaciones de los ensayos sobre probetas sin recubrir se sacan las siguientes conclusiones:

- Al analizar la influencia del criterio de fatiga multiaxial utilizado en la predicción de vida, se aprecia que la diferencia en los resultados obtenidos con los diferentes criterios multiaxiales no es importante, por lo que a la hora de utilizar el modelo de predicción de vida propuesto no es relevante la elección del criterio multiaxial.
- En cuanto a las leyes de propagación empleadas, con todas ellas se obtienen buenos resultados. Haciendo uso de la ley de Paris sin modificar, P , se obtienen resultados algo conservativos, sobre todo en los ensayos con grandes vidas. En cuanto al resto de las leyes de crecimiento utilizadas, se distinguen dos grupos. En el primero, se encuentra la ley $UH2$, que modifica el umbral de crecimiento. Esta ley ofrece una velocidad de crecimiento menor para todo el rango de longitudes de grieta que la ofrecida por P , por lo que

se obtendrán mayores vidas estimadas. El segundo grupo de leyes son las que modifican el factor intensidad de tensiones, $KH2$ y $KM2$. Ambas leyes ofrecen una mayor velocidad que P cuando las grietas son cortas, siendo al revés cuando las grietas son largas. El valor de la longitud de grieta en el que se invierte este efecto será determinante en el hecho de que se obtengan vidas estimadas mayores o menores que las obtenidas con P . Entre estas dos leyes, $KH2$ y $KM2$, es con la primera con la que se obtienen menores vidas estimadas, debido a las mayores velocidades que presenta. De hecho, $KH2$ es la ley que ofrece los resultados más conservativos de todas las utilizadas. Por último, con carácter general, las leyes de crecimiento que ofrecen mejores resultados son $UH2$ y $KM2$.

- Al analizar la influencia de los valores del límite de fatiga y del umbral de crecimiento utilizados en la predicción de vida se puede afirmar de forma general que, un aumento de cualquiera de los dos parámetros analizados produce un aumento en la vida estimada. Por otro lado, se comprueba que los valores de dichos parámetros que ofrecen mejores resultados son $\sigma_f=169$ MPa y $K_{th\infty}=2.2$ MPa \sqrt{m} .

Por otro lado, de las estimaciones de los ensayos sobre probetas recubiertas se llegan a las siguientes conclusiones:

- A la hora de utilizar el modelo de estimación de vida es necesario tener en cuenta en el modelado el efecto producido por la aplicación de los recubrimientos: la variación de las propiedades elásticas, la variación de la resistencia a fatiga, la posible introducción de tensiones residuales y la variación de las superficies de contacto (coeficiente de rozamiento, rugosidad, dureza ...)
- Aplicando el modelo propuesto con las nuevas propiedades debidas a la aplicación del recubrimiento, se obtiene muy buenos resultados en las estimaciones de vidas en los ensayos sobre probetas recubiertas con $MoS_2 - WC$. En

cuanto a las distintas variantes del modelo y a la influencia de los distintos criterios de iniciación, leyes de propagación y otros parámetros involucrados en la estimación de vida, se llegan a las mismas conclusiones que en los ensayos sobre probetas no recubiertas.

- Para estimar la vida a fatiga de los ensayos sobre probetas recubiertas con *Nituff*[®] no se puede utilizar el modelo propuesto. La explicación es la siguiente:

En el método de predicción propuesto, el proceso de iniciación viene modelado a partir de la curva experimental *S-N*. Este modelado será válido siempre y cuando, en los ensayos de fatiga para obtener la curva *S-N*, la mayor parte de la vida de la vida se corresponda con la iniciación de la grieta. Como se demuestra experimentalmente, debido a la fragilidad del recubrimiento, la iniciación de grietas ocurre tras un corto número de ciclos, por lo que no se puede modelar el proceso de iniciación mediante la curva experimental *S-N*.

- Para la estimación de vida de las probetas recubiertas con *Nituff*[®] se ha utilizado un método alternativo que propone despreocuparse del proceso de iniciación y calcular la vida como un proceso de propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud igual al espesor del recubrimiento, es decir, 50 μm . Con este método se obtuvieron muy buenos resultados.
- Se concluye que para la estimación de vida de elementos recubiertos, se puede utilizar el modelo propuesto teniendo en cuenta la variación de las propiedades debidas a la aplicación de los recubrimientos, siempre que no se trate de un recubrimiento frágil. En caso contrario, en elementos con recubrimientos frágiles como el anodizado, se puede calcular la vida como la propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud igual al espesor del recubrimiento.

7.3. Aportaciones

Al margen de la revisión presentada sobre el estudio del problema de la fatiga por fretting, se pueden considerar que las aportaciones originales desarrolladas en esta tesis son las siguientes:

- Se ha llevado a cabo un extenso estudio experimental sobre el comportamiento a fatiga bajo condiciones de fretting de la aleación de aluminio Al 7075-T651, analizando el efecto de cada tipo de carga y definiendo el "límite de fatiga por fretting".
- Se ha analizado experimentalmente el efecto que dos tipos distintos de recubrimientos tienen sobre la resistencia a fatiga por fretting de la aleación de aluminio estudiada.
- Se ha revisado y mejorado un modelo de estimación de vida, ya presentado en una tesis anterior [211], que combina los procesos de iniciación y propagación, tomando una longitud de iniciación de grieta variable. Se ha comprobado que este modelo, en sus distintas variantes, ofrece muy buenos resultados en elementos sin recubrir. Además, se ha analizado la influencia sobre la estimación de vida de las distintas leyes de iniciación y propagación, así como de los parámetros involucrados en el modelo, como el límite de fatiga y el umbral de crecimiento.
- La principal aportación de esta tesis es la predicción de vida a fatiga bajo condiciones de fretting en elementos recubiertos. Se identifican dos casos distintos, atendiendo al tipo de recubrimiento utilizado.

En el caso de que el recubrimiento no sea frágil, se puede utilizar el modelo propuesto teniendo en cuenta el efecto de la aplicación del recubrimiento sobre las propiedades del material. En el caso de recubrimientos frágiles, se puede calcular la vida como la propagación de la grieta desde un defecto inicial de longitud igual al espesor del recubrimiento.

7.4. Trabajos futuros

Durante el desarrollo de esta tesis se han abierto algunas líneas de investigación que pueden dar lugar a trabajos futuros. Son las siguientes:

- Extensión del estudio experimental realizado sobre elementos sin recubrir. Dicha extensión abarca diferentes aspectos. En primer lugar, realizar un estudio sobre otros materiales como el acero, que sí presentan un límite de fatiga definido. En segundo lugar, utilizar una configuración de contacto distinta, como el contacto cilíndrico, el contacto plano con esquinas redondeadas o el contacto plano. O incluso a configuraciones reales como la unión eje-cubo o la unión álabe-rotor.
- Extensión del estudio experimental a elementos con distintos tratamientos superficiales. En este aspecto se incluirían la aplicación de otros tipos recubrimientos distintos a los estudiados en esta tesis. También sería interesante analizar el caso de elementos con tratamientos superficiales como el shot-peening o el laser-peening, ya sean solos o combinados con recubrimientos.
- Mejora del modelo de estimación de vida propuesto. Dicha mejora se basa en diferentes aspectos: incluir un cálculo elastoplástico de las tensiones, considerar el crecimiento en modo mixto para el cálculo del factor intensidad de tensiones, desarrollar nuevas leyes de propagación que mejoren el modelado de grietas cortas, etc. Otro aspecto interesante sería la adaptación del modelo a distintos tipos de contacto (cilíndrico, plano, plano con esquinas redondeadas, etc).
- Aplicación del modelo de estimación a elementos con distintos tipos de recubrimientos y tratamientos superficiales. Es de especial interés la adaptación del modelo a elementos con tratamientos de shot-peening o laser-peening, en los que es necesario incluir las altas tensiones residuales de compresión producidas por dichos tratamientos.

Apéndice A

Velocidad de crecimiento y
evolución de grieta
estimadas en ensayos no
terminados en fallo

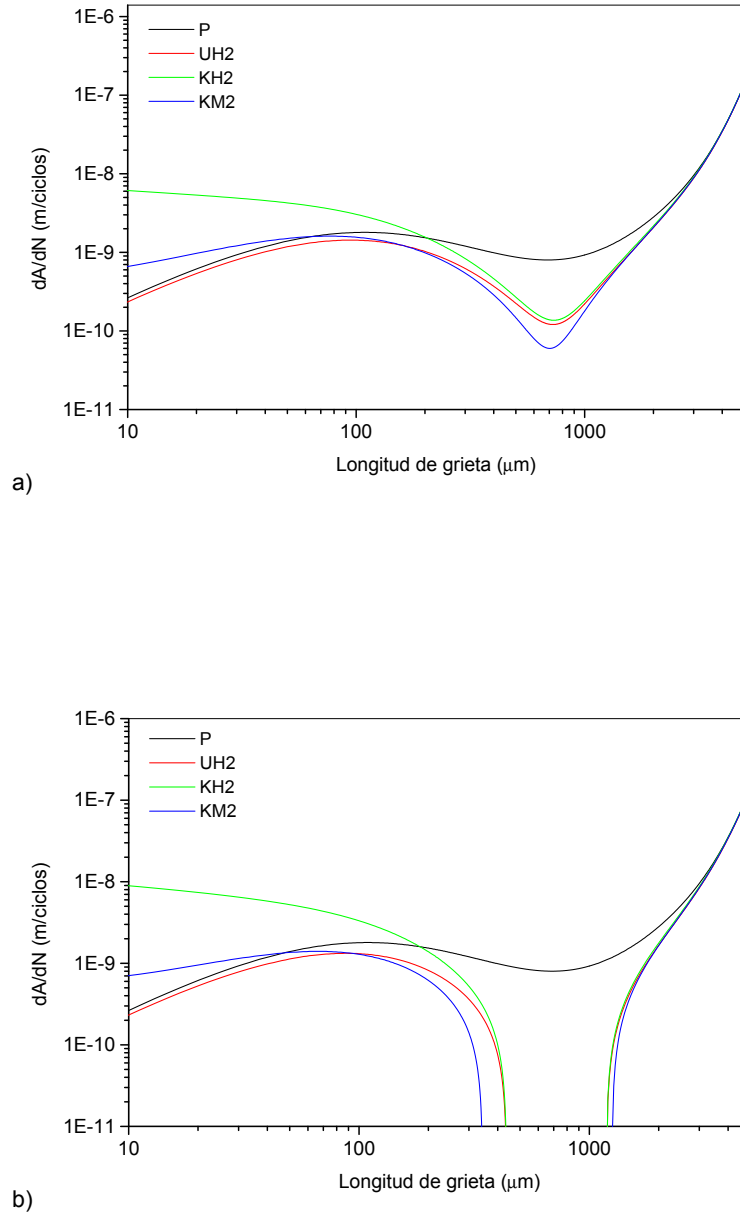


Figura A.1: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 40-210-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

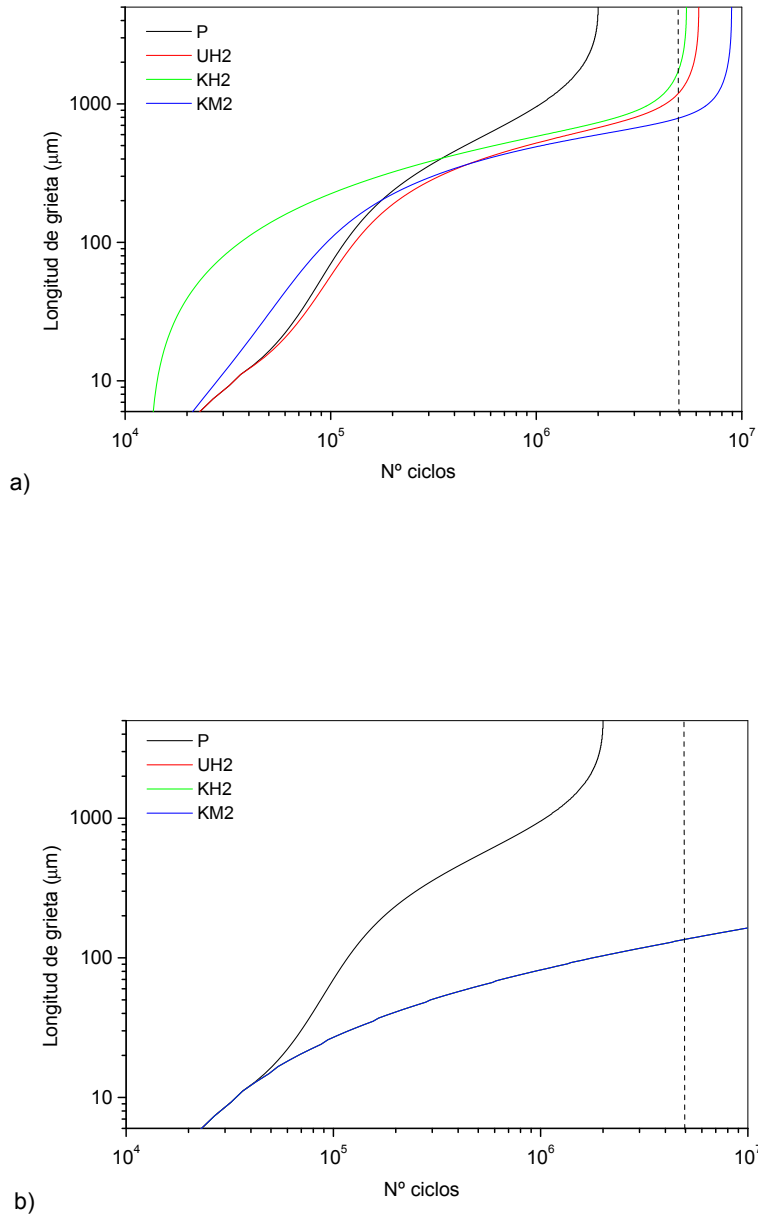


Figura A.2: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 40-210-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

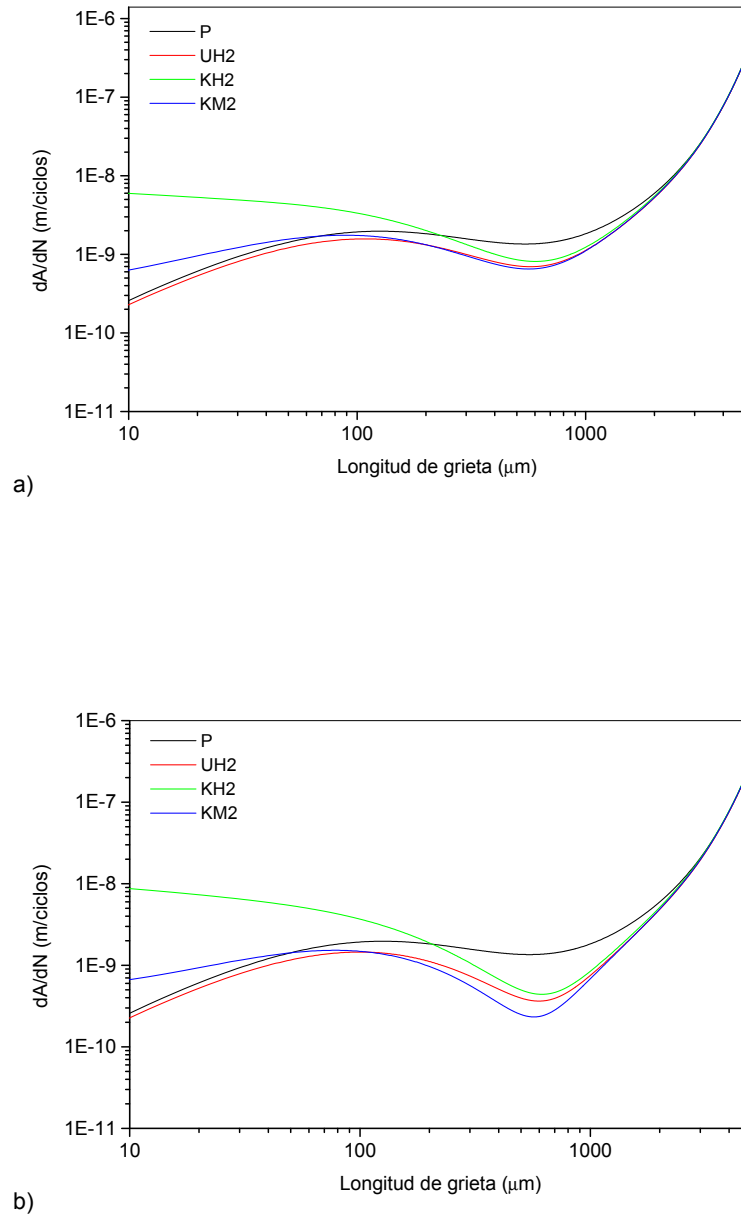


Figura A.3: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 50-170-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

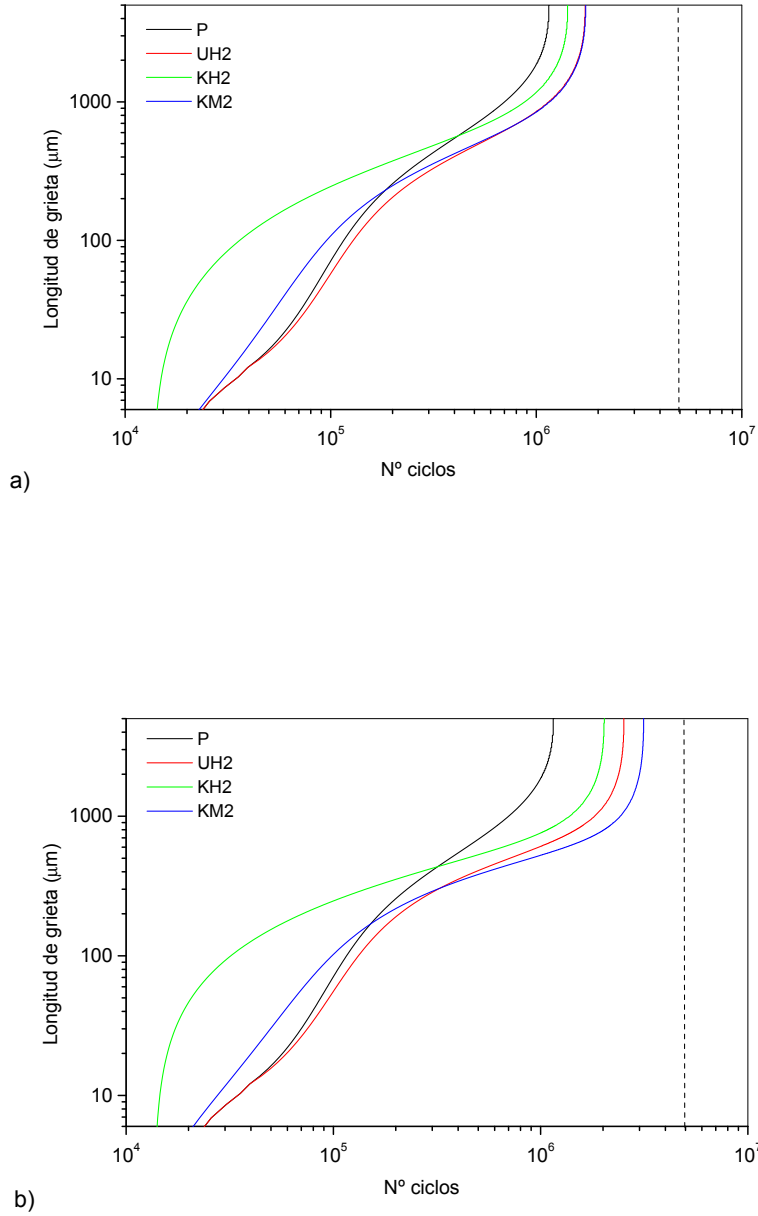


Figura A.4: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 50-170-NF, utilizando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

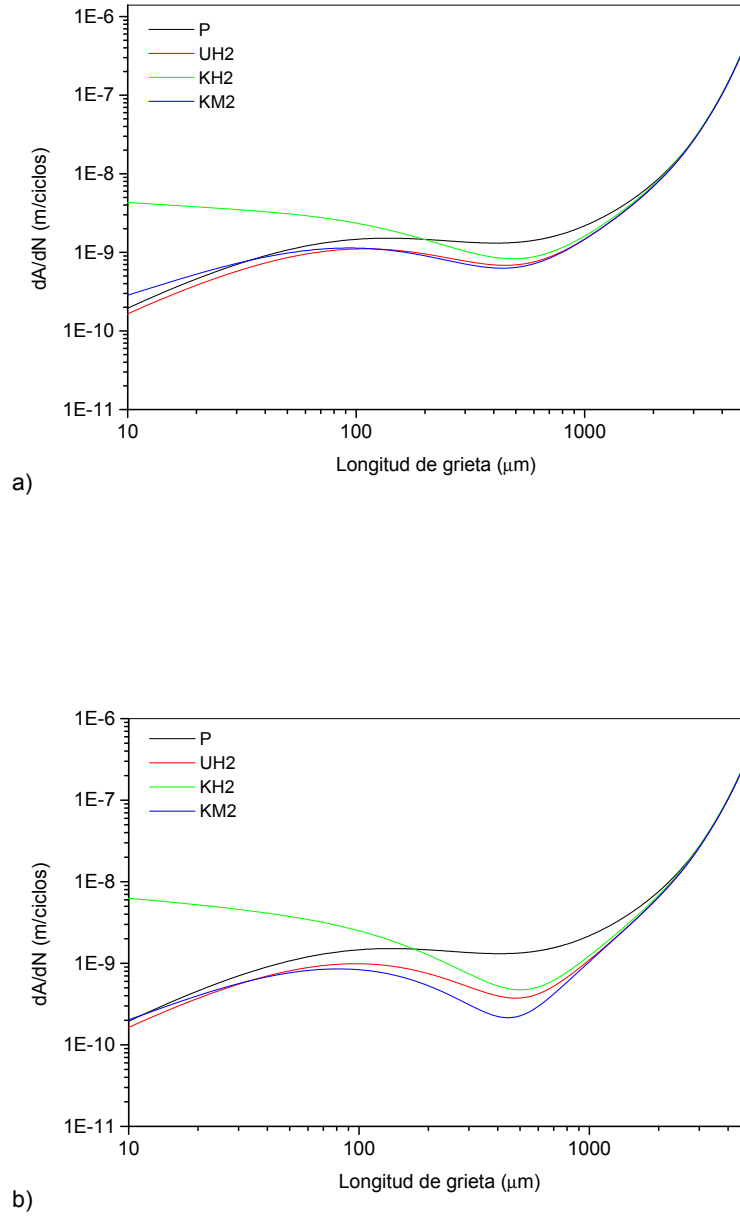


Figura A.5: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 55-120-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

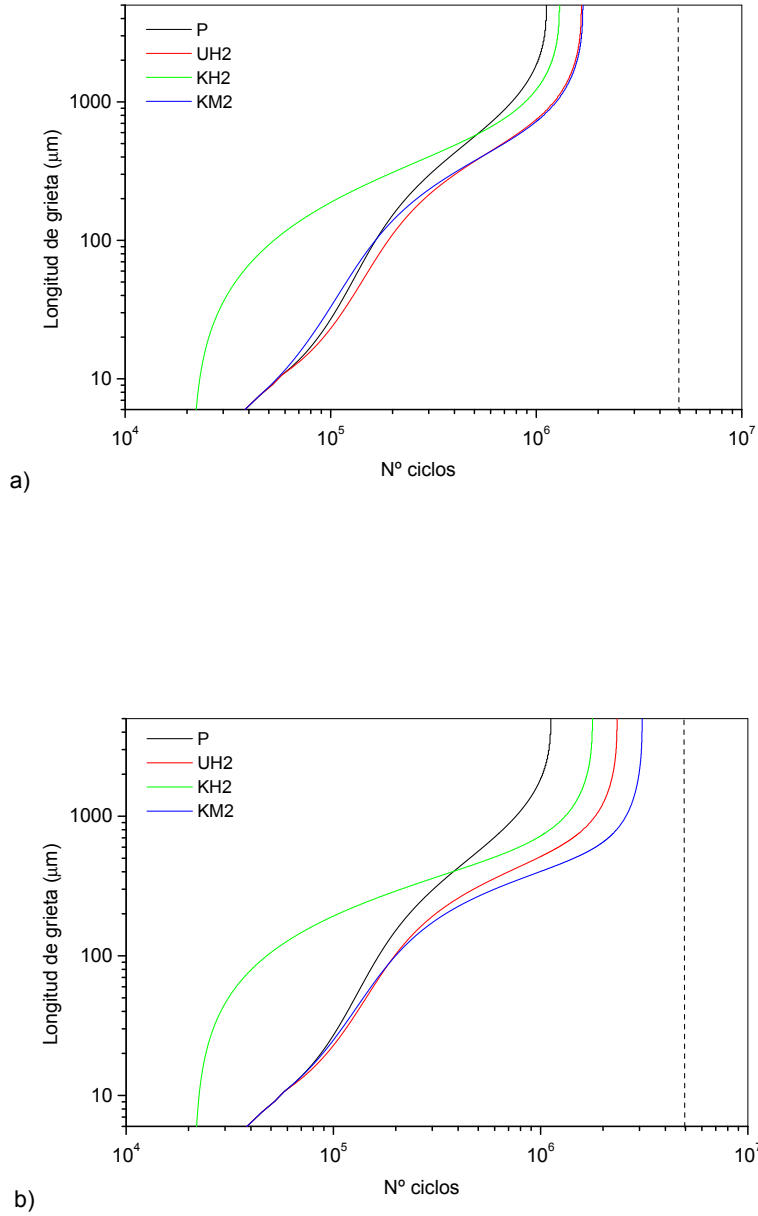


Figura A.6: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 55-120-NF, utilizando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

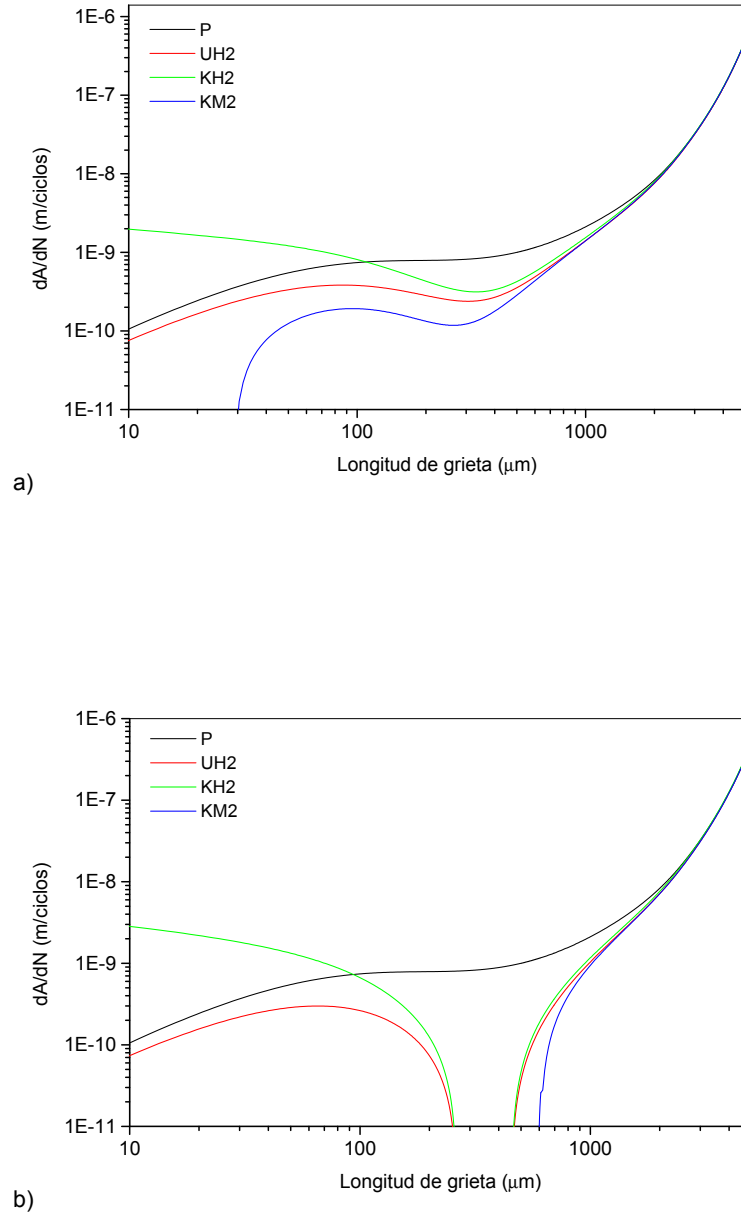


Figura A.7: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 60-60-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

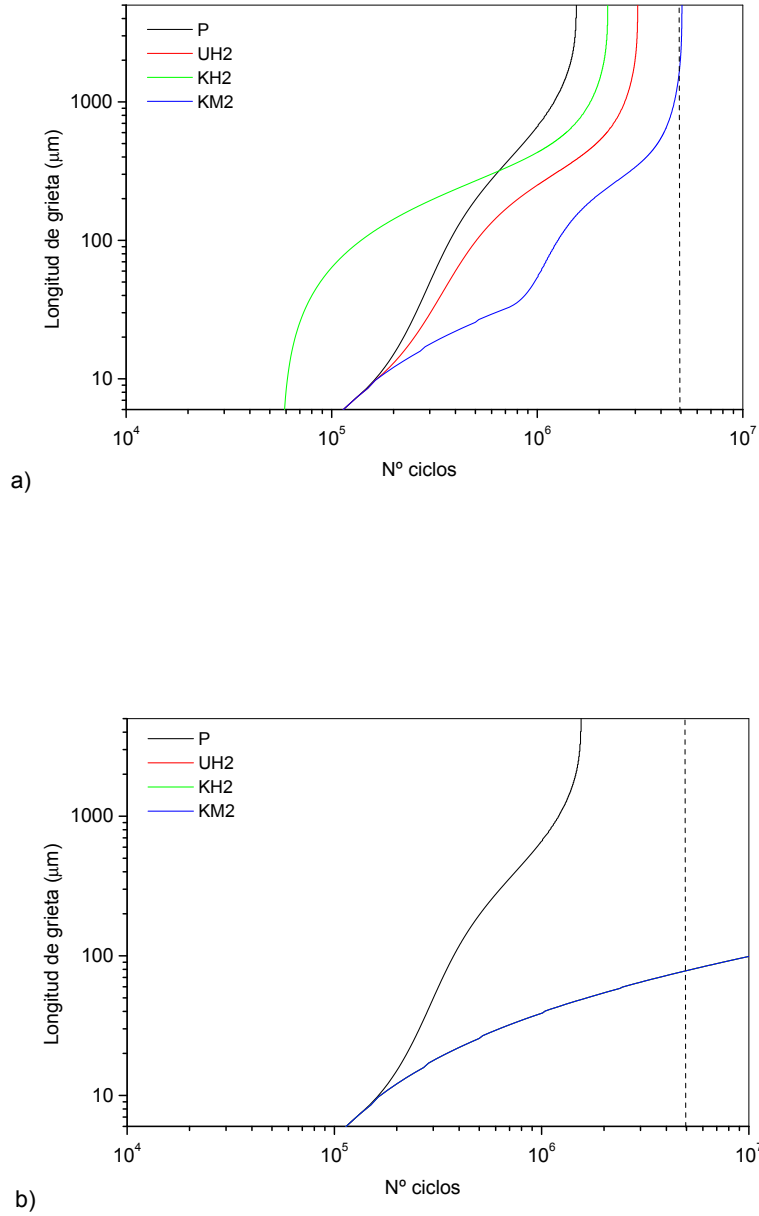


Figura A.8: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 60-60-NF, utilizando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales: a) $K_{th}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

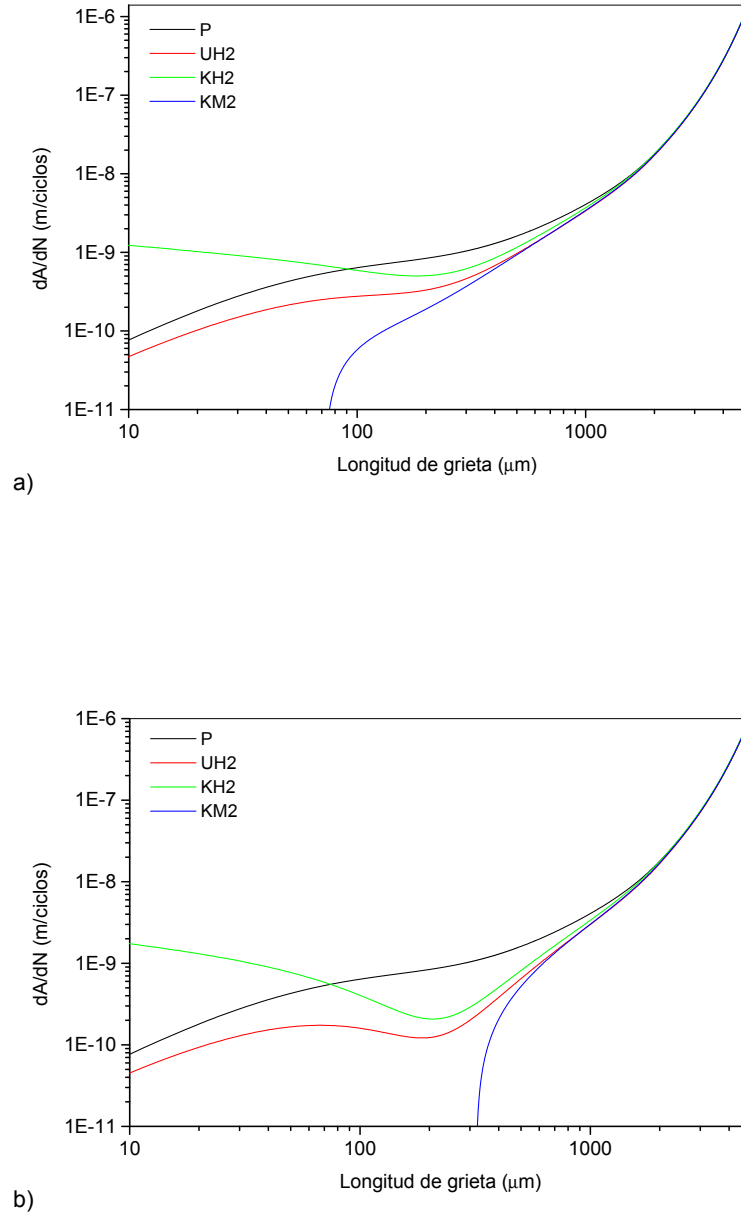


Figura A.9: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 75-30-NF, utilizando $\sigma_f=169\ \text{MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th}=2.2\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

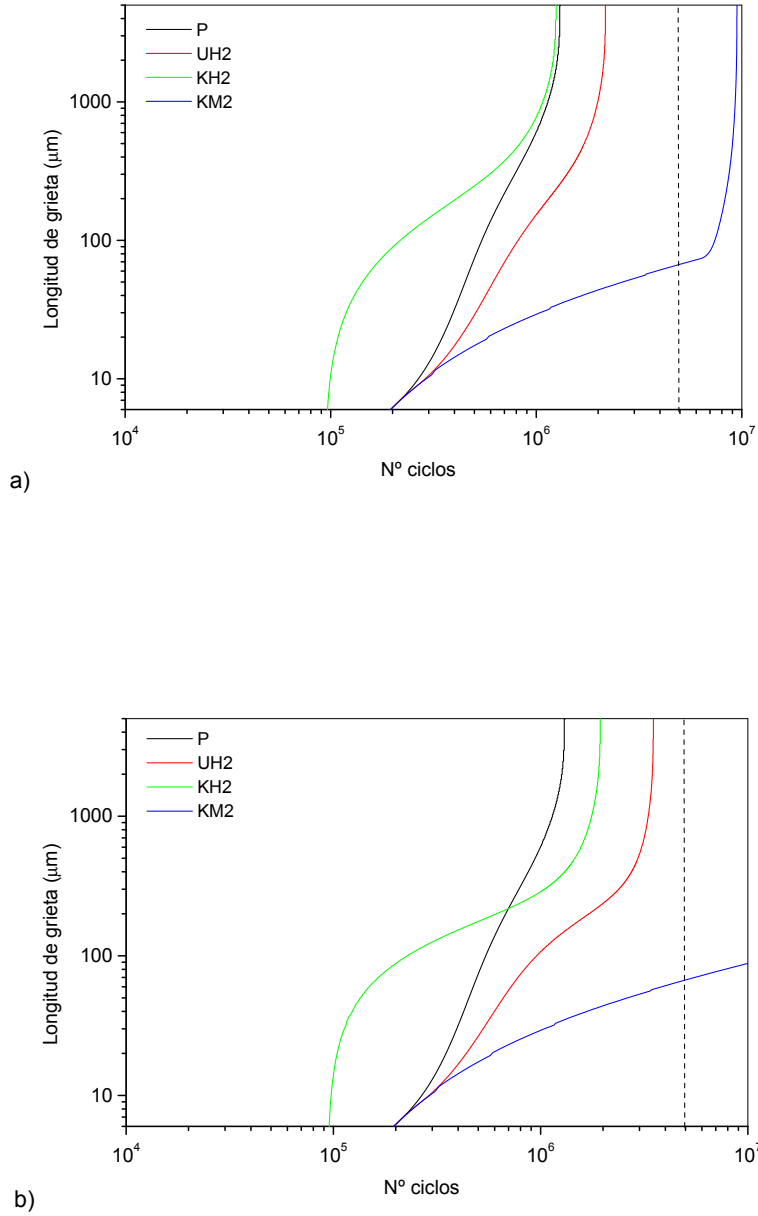
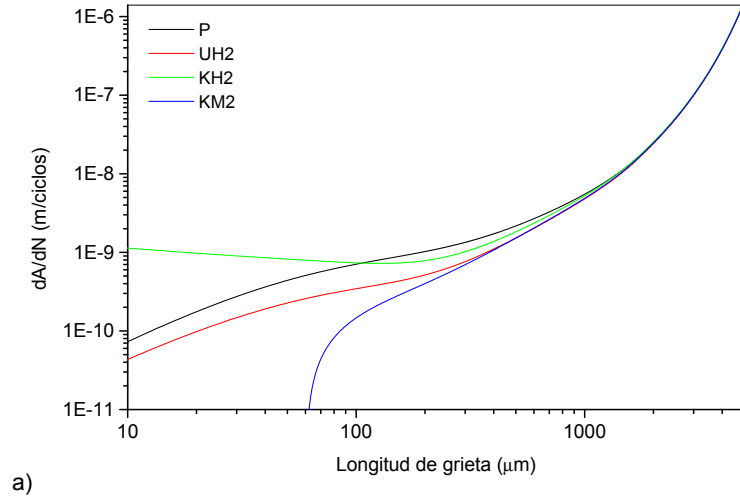
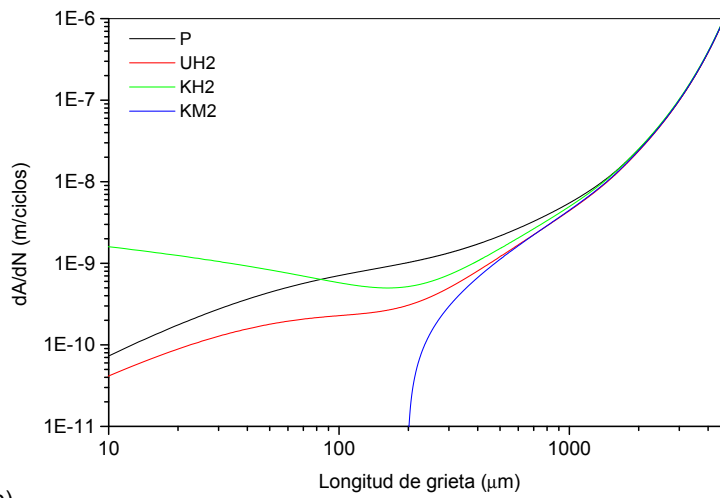


Figura A.10: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 75-30-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.



a)



b)

Figura A.11: Velocidad de crecimiento de grieta para el ensayo 82-20-NF, utilizando $\sigma_f=169\ \text{MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th}=2.2\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5\ \text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

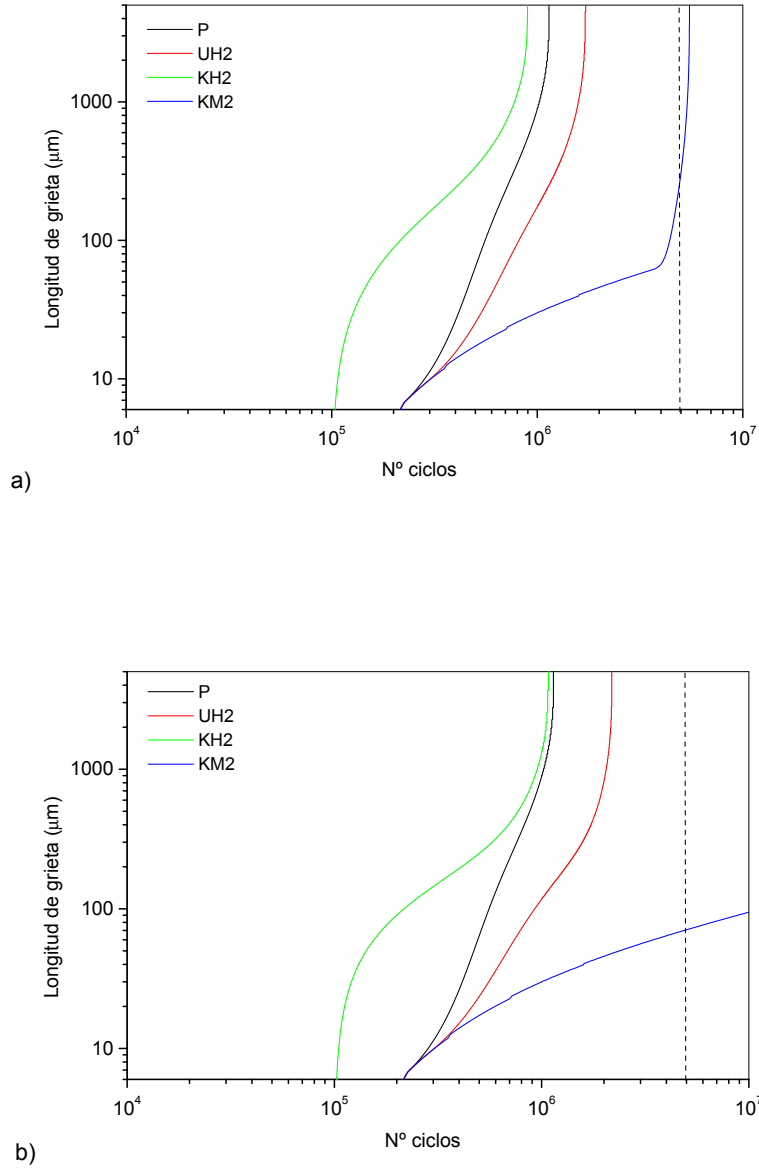


Figura A.12: Estimación de la evolución de la grieta para el ensayo 82-20-NF, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

Apéndice B

Velocidad de crecimiento de grieta estimada en ensayos Interrumpidos

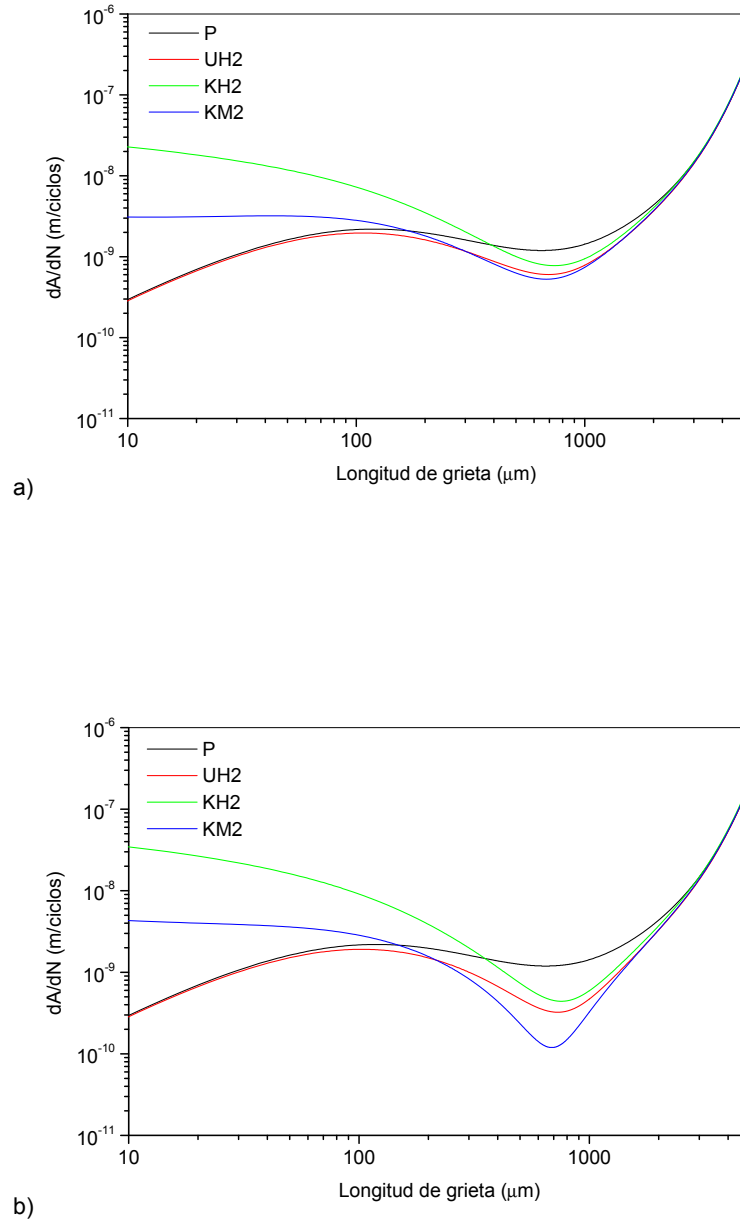


Figura B.1: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 45-210-I, utilizando $\sigma_f = 118 \text{ MPa}$ y los umbrales: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.

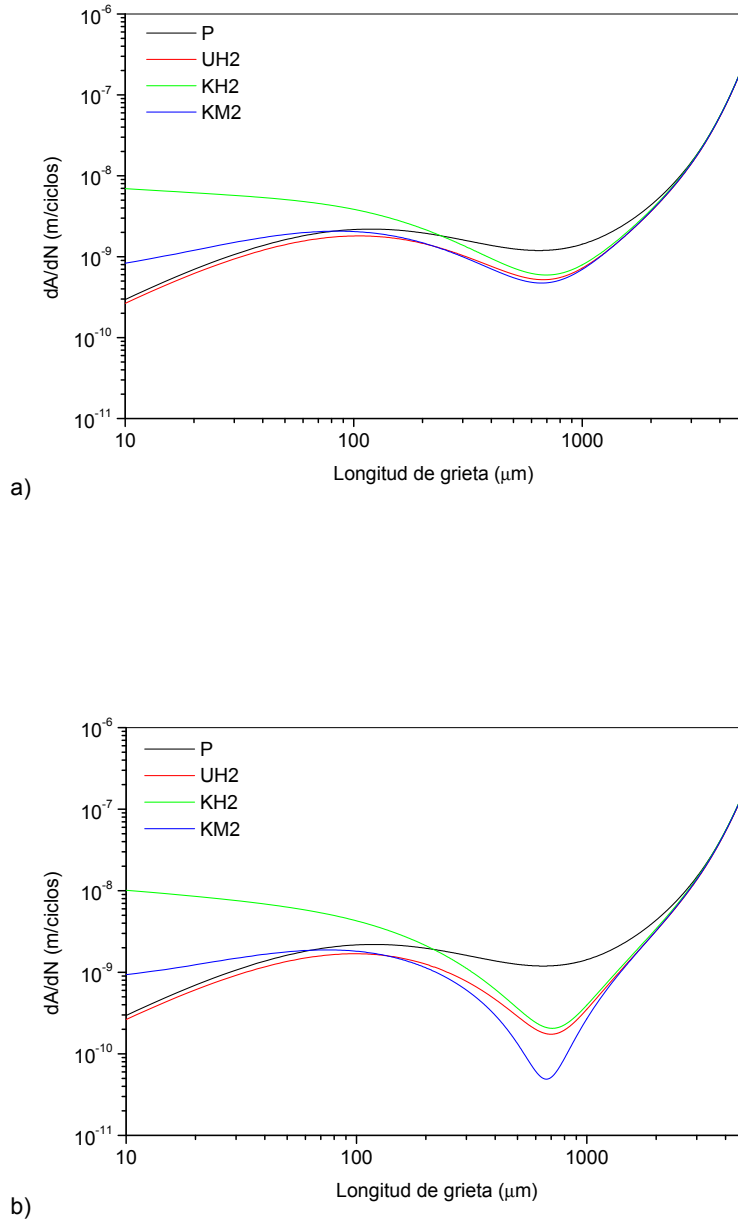


Figura B.2: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 45-210-I, utilizando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales:: a) $K_{th}=2.2$ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$.

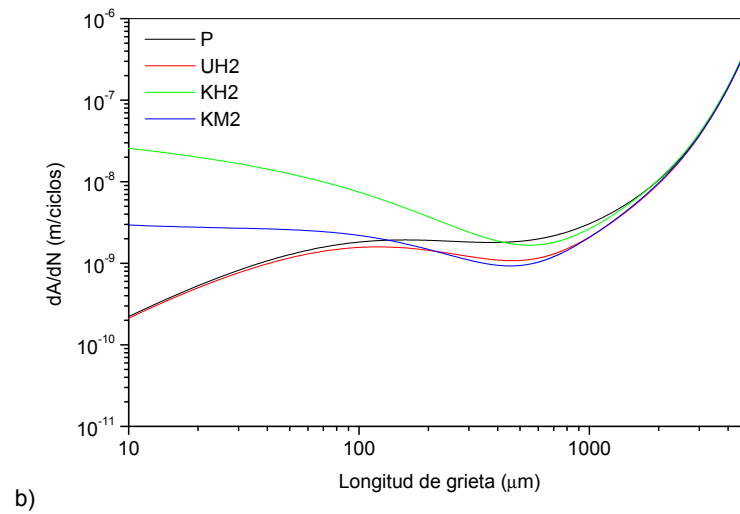
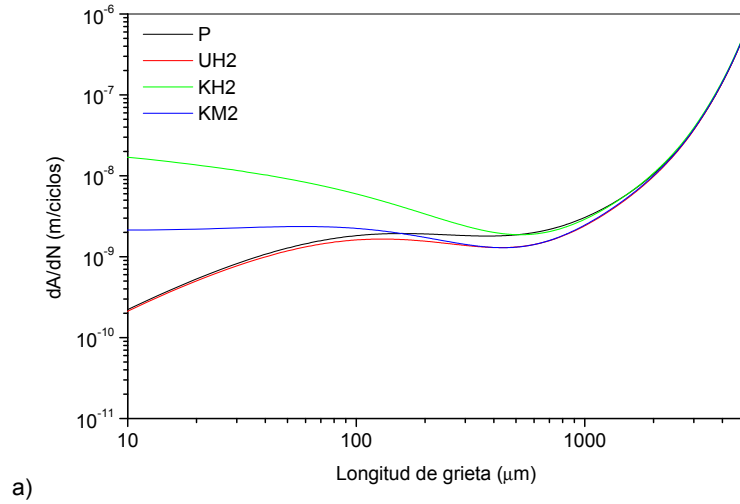


Figura B.3: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 60-120-I, utilizando $\sigma_f=118$ MPa y los umbrales: a) $K_{th}=2.2$ MPa \sqrt{m} ; b) $K_{th}=2.5$ MPa \sqrt{m} .

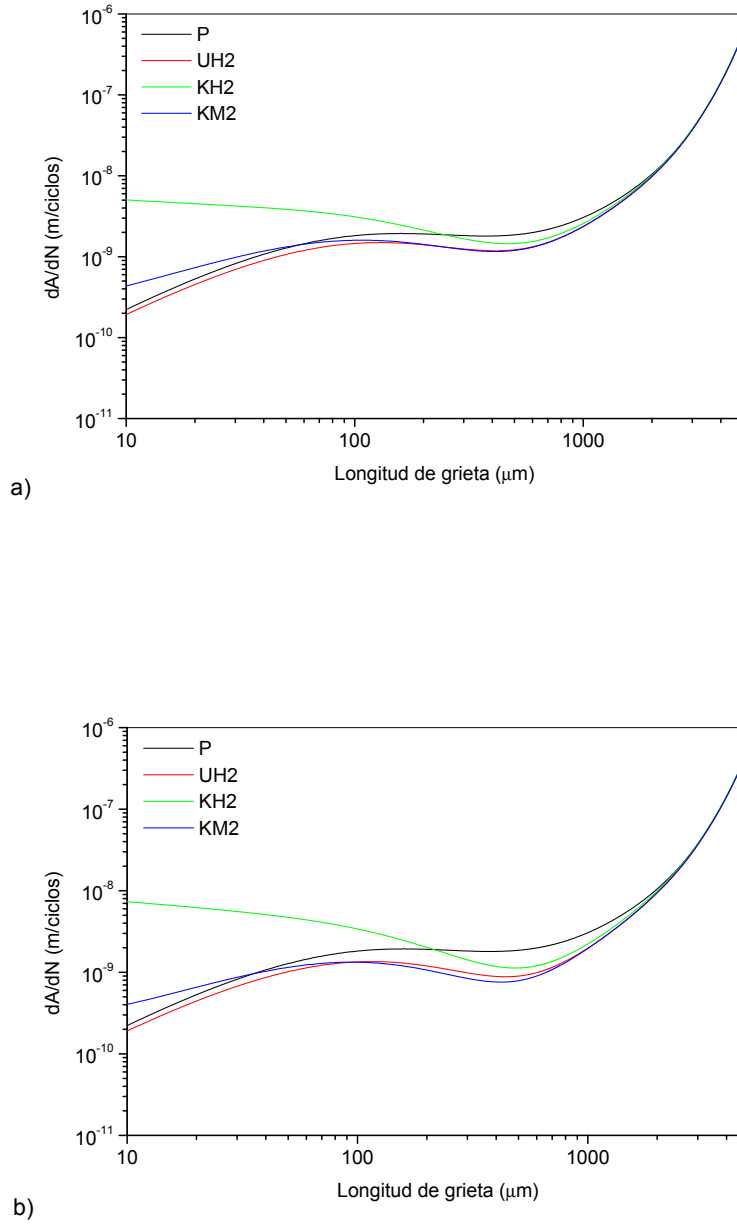
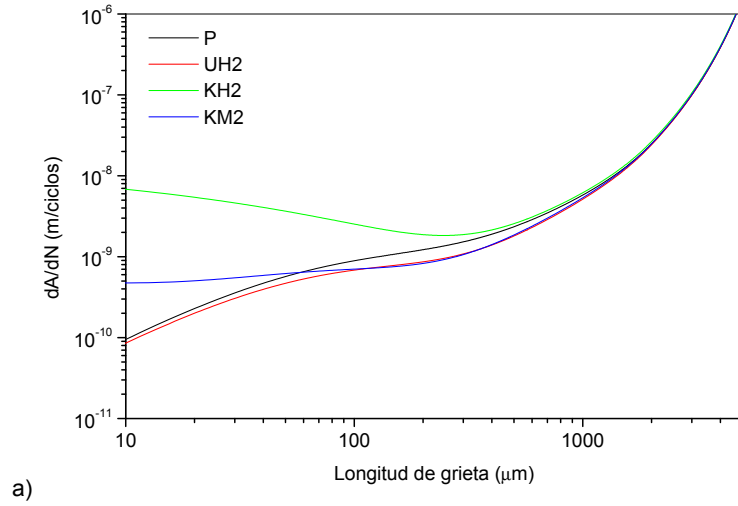
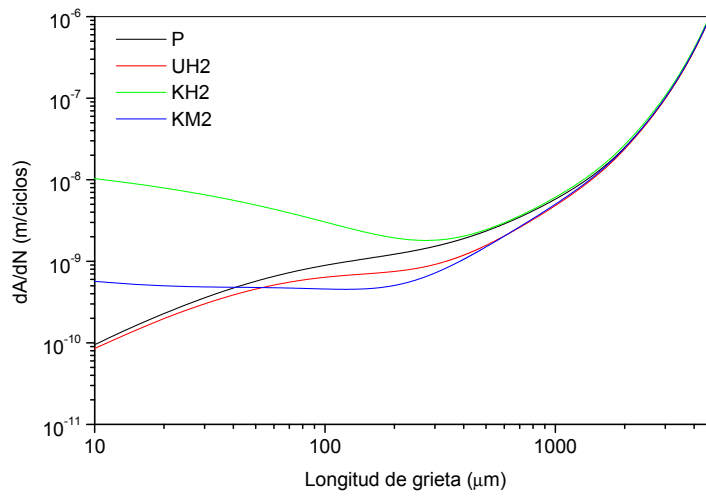


Figura B.4: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 60-120-I, utilizando $\sigma_f = 169 \text{ MPa}$ y los umbrales:: a) $K_{th} = 2.2 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th} = 2.5 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$.



a)



b)

Figura B.5: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 82-30-I, utilizando $\sigma_f=118$ MPa y los umbrales: a) $K_{th}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

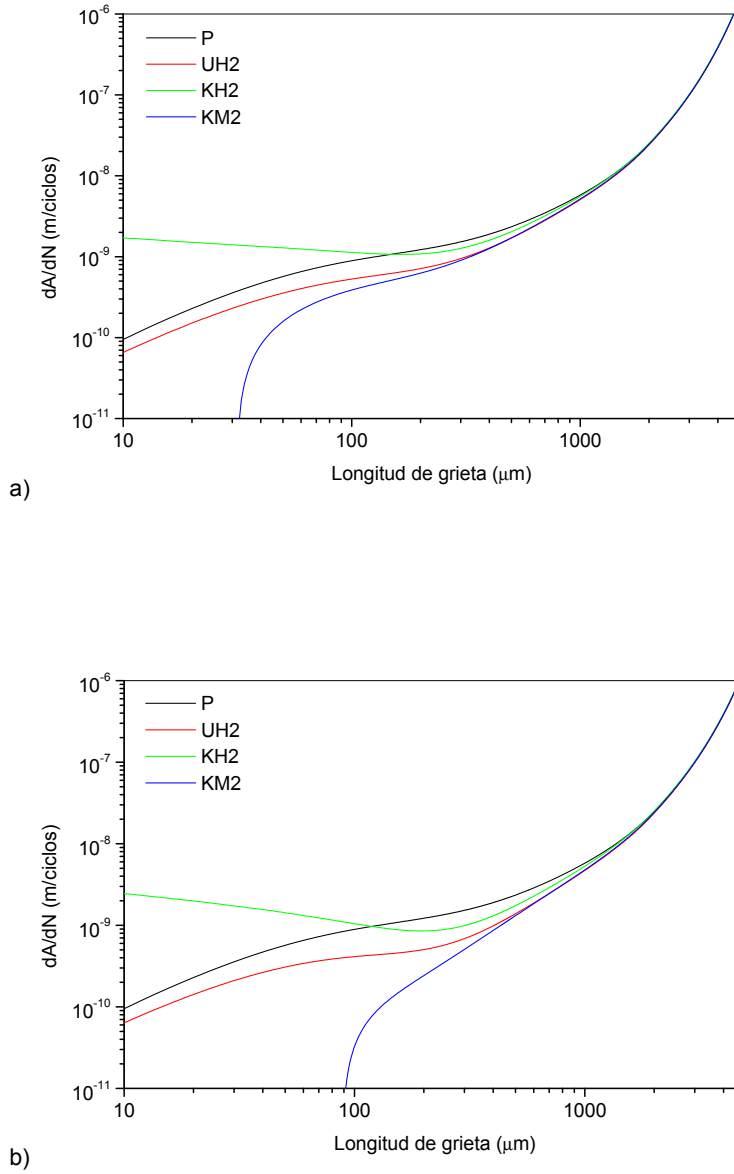


Figura B.6: Velocidad de crecimiento de grieta para la serie de ensayos 82-30-I, utilizando $\sigma_f=169$ MPa y los umbrales:: a) $K_{th}=2.2$ MPa $\sqrt{\text{m}}$; b) $K_{th}=2.5$ MPa $\sqrt{\text{m}}$.

Bibliografía

- [1] W.A.J. ALBERT. *Arch. Miner. Geognosie Berg. Huttenkunde* **10**, 215 (1938).
- [2] A. WÖHLER. Test to determine the forces acting on railway carriage axles and the capacity of resistance of the axles. *Engineering* **11**, 199 (1871).
- [3] W. SCHUTZ. A history of fatigue. *Engineering fracture mechanic* **54**, 263–300 (1996).
- [4] T. HATTORI. Fretting fatigue problems in structural design. En T.C. LINDLEY R.B. WATERHOUSE, editor, “ESIS 18. Fretting Fatigue”, páginas 149–159. Mechanical Engineering Publications Limited, London (1994).
- [5] R.B. WATERHOUSE. Fretting fatigue. *International Materials Reviews* **37**(2), 77–97 (1992).
- [6] M.B. COYLE Y S.J. WATSON. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **178**(1), 147–160 (1963).
- [7] Y. LINDBLOM Y G. BURMAN. En “High temperature alloys for gas turbines”. Riedel Publ. Co., Dordrecht, The Netherlands (1982).
- [8] C. RUIZ, P.H.B. BODDINGTON Y K.C. CHEN. An investigation of fatigue and fretting on a dovetailjoint. *Experimental Mechanics* **24**, 208–217 (1984).

- [9] J.O. ALMEN. Lubricants and the false brinelling of ball and roller bearings. *Mechanical Engineering* **4**, 415 (1937).
- [10] W.W. MAXWELL, B.R. DUDLEY, A.B. CLEARY, J. RICHARDS Y J. SHAW. Measures to counter fatigue failures in railway axles. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **182**(1), 89–108 (1967).
- [11] R.B. WATERHOUSE Y M. LAMB. Fretting corrosion of orthopedic implant materials by bone cement. *Wear* **60**, 357–368 (1980).
- [12] R.B. WATERHOUSE Y E. SMETHURST. *Journal of Material Science* **12**, 1781–1792 (1977).
- [13] P.J.E. FORSYTH. Occurrence of fretting fatigue failures in practice. En R.B. WATERHOUSE, editor, “Fretting Fatigue”, capítulo 4, páginas 99–125. Applied Science, London (1981).
- [14] R.B. WATERHOUSE. “Fretting fatigue”. Applied Science Publishers (1981).
- [15] T.C. CHIVERS Y S.C. GORDELIER. Fretting fatigue palliatives: some comparative experiments. *Wear* **96**, 153–175 (1984).
- [16] J. DOMÍNGUEZ. Algunas consideraciones sobre la fatiga por fretting y sus paliativos. *Anales de Mecánica de la Fractura* **17**, 89–102 (2000).
- [17] E.M. EDEN, W.N. ROSE Y F.L. CUNNINGHAM. The endurance of metals. *Proceedings Institution Mechanical Engineers* **4**, 839–974 (1911).
- [18] G.A. TOMLINSON. The rusting of steel surfaces in contact. *Proceedings Royal Society* **A115**, 472–483 (1927).
- [19] E.J. WARLOW-DAVIES. Fretting corrosion and fatigue strength: brief results of preliminary experiments. *Proceedings Institution Mechanical Engineers* **146**, 33–38 (1941).

- [20] D. GODFREY. Investigation of fretting corrosion by microscopic observation. NACA Technical note 2039 (1950).
- [21] I.M. FENG Y B.G. RIGHTMIRE. The mechanism of fretting. *Lubrication engineering* **9**, 134–136 (1953).
- [22] K.H.R. WRIGH. Investigation of fretting corrosion. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **1B**, 556–571 (1953).
- [23] K.H.R. WRIGH. Discussion and communication on an investigation of fretting corrosion. *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers* **1B**, 571–574 (1953).
- [24] A.J. FENNER, K.H.R. WRIGHT Y J.Y. MANN. Fretting corrosion and its influence on fatigue failure. En “International Conference on Fatigue of Metals”, página 386, London (1956).
- [25] J.R. MCDOWELL. Fretting corrosion tendencies of several combinations of materials. En “ASTM STP144: Symposium on Fretting Corrosion”. ASTM, Philadelphia (1953).
- [26] A.J. FENNER Y J.E. FIELD. La fatigue dans les conditions de frottement. *Rev. Métall.* **55**, 475–485 (1958).
- [27] R.B. WATERHOUSE. Influence of local temperature increases on the fretting corrosion of mild steel. *Journal of The Iron and Steel Institute* **197**, 301–305 (1961).
- [28] R.B. WATERHOUSE, P.A. BROOK Y G.M.C. LEE. The effect of electro-deposited metals on the fatigue behaviour of mild steel under conditions of fretting corrosion. *Wear* **5**, 235–244 (1962).
- [29] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 1). *Bull. JSME* **11**(45), 437 (1968).

- [30] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 2). *Bull. JSME* **12**(50), 180–187 (1969).
- [31] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 3). *Bull. JSME* **12**(51), 397–407 (1969).
- [32] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 4). *Bull. JSME* **12**(52), 408–414 (1969).
- [33] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 5). *Bull. JSME* **12**(52), 692–697 (1969).
- [34] K. NISHIOKA Y K. HIRAKAWA. Fundamental investigations of fretting fatigue (part 6). *Bull. JSME* **15**(80), 135–144 (1972).
- [35] R. BRAMHALL. “Studies in fretting fatigue”. Tesis Doctoral, Oxford University (1973).
- [36] J.J. O’CONNOR Y K.L. JOHNSON. The role of surface asperities in transmitting tangential forces between metals. *Wear* **6**, 118 (1963).
- [37] L.E. GOODMAN Y C.B. BROWN. Energy dissipation in contact friction; constant normal and cyclic tangential loading. *Journal of Applied Mechanics* **84**, 17 (1962).
- [38] W.D. MILESTONE Y J.J. JANECZKO. Friction between steel surfaces during fretting. *Wear* **18**, 219–240 (1971).
- [39] K. ENDO, H. GOTO Y T. FUKUNAGA. Behaviors of frictional force in fretting fatigue. *Bull. JSME* **17**(108), 647–654 (1974).
- [40] W.D. MILESTONE Y J.J. JANECZKO. The fretting wear of mild steel from 200 to 500c. *Wear* **30**(2), 189–212 (1974).
- [41] D.W. HOEPPNER Y G.L. GOSS. Research on the mechanism of fretting fatigue. En “Corrosion fatigue: Chemistry, mechanics and microstructure”, páginas 617–626 (1972).

- [42] R.B. WATERHOUSE. "Fretting corrosion", páginas 37–43. Oxford, Pergamon (1972).
- [43] D.E. TAYLOR Y R.B. WATERHOUSE. Sprayed molybdenum coatings as a protection against fretting fatigue. *Wear* **20**(3), 401–407 (1972).
- [44] N. OHMAE, K. KOBAYASHI Y T. TSUKIZOE. Characteristics of fretting of carbon fibre reinforced plastics. *Wear* **29**, 345–353 (1974).
- [45] N. OHMAE, T. NAKAI Y T. TSUKIZOE. Prevention of fretting by ion plated film. *Wear* **30**, 299–309 (1974).
- [46] K. ENDO Y H. GOTO. Initiation and propagation of fretting fatigue cracks. *Wear* **38**, 311–324 (1976).
- [47] P.R. EDWARDS, R.J. RYMAN Y R. COOK. Fracture mechanics prediction of fretting fatigue. En "Proc. Ninth ICAF Symposium", Darmstadt (1977).
- [48] P.R. EDWARDS, R.J. RYMAN Y R. COOK. Fracture mechanics prediction of fretting fatigue under constant amplitude loading. RAE TR 78056 (1977).
- [49] P.R. EDWARDS Y R. COOK. Fracture mechanics prediction of fretting fatigue under gaussian random loading. RAE TR 78086 (1978).
- [50] B.C. FISHER Y F. SHERRATT. A fracture mechanics analysis of fatigue crack growth data for short cracks. En P. STANLEY, editor, "Fracture mechanics in engineering practice". Applied Science Publishers, London (1977).
- [51] N.E. DOWLING. Crack growth during low cyclic fatigue of axial specimens. En "ASTM STP 637". ASTM (1978).
- [52] M.H. EL HADDAD, T.H. TOPPER Y K.N. SMITH. Prediction of non-propagating cracks. *Engineering Fracture Mechanics* **11**, 573–584 (1979).
- [53] S.A. BROWN Y K. MERRITT. Fretting corrosion in saline and serum. *Journal of Biomedical Materials Research* **15**, 479–488 (1981).

- [54] S.D. COOK, G.J. GIANOLI, A.J. CLEMOW Y R.J. HADDAD. Fretting corrosion in orthopaedic alloys. *Biomaterials, medical devices, and artificial organs* **11**, 281–292 (1983).
- [55] S.A. BROWN, P.J. HUGHES Y K. MERRITT. In vitro studies of fretting corrosion of orthopaedic materials. *Journal of orthopaedic research* **6**, 572–579 (1988).
- [56] Y. BERTHIER, L. VICENT Y M. GODET. Fretting fatigue and fretting wear. *Tribology International* **22**(4), 235–242 (1989).
- [57] Z.R. ZHOU, S.R. GU Y L. VINCENT. Investigation of the fretting wear of two aluminum alloys. *Tribology International* **30**(1), 1–7 (1997).
- [58] S. FOUVRY, P. KAPSA Y L. VINCENT. Fretting-wear and fretting-fatigue: Relation through a mapping concept. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 49–64. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [59] S. FOUVRY. Shakedown analysis and fretting wear response under gross slip condition. *Wear* **250**, 1320–1331 (2001).
- [60] I.G. GORYACHEVA, P.T. RAJEEV Y T.N. FARRIS. Wear in partial slip contact. *Journal of Tribology* **123**(4), 848–856 (2001).
- [61] K. ELLEUCH Y S. FOUVRY. Wear analysis of A357 aluminum alloy under fretting. *Wear* **253**(5), 662–672 (2002).
- [62] K. MIYOSHI, B.A. LERCH Y S.L. DRAPER. Fretting wear of Ti-48Al-2Cr-2Nb. *Tribology International* **36**(2), 145–153 (2003).
- [63] V. CHANDRASEKARAN, A.M. TAYLOR Y D.W. HOEPPNER. Evaluation of the fretting corrosion behavior of the proximal pad taper of a modular hip design. *Wear* **231**(1), 54–64 (1999).

- [64] C.B. ELLIOT III Y D.W. HOEPPNER. Importance of wear and corrosion on the fretting fatigue behavior of two aluminum alloys. *Wear* **236**(1), 128–133 (1999).
- [65] G. HARISH, M.P. SZOLWINSKI, T.N. FARRIS Y T. SAKAGAMI. Evaluation of fretting stresses through full-field temperature measurements. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 423–435. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [66] M.H. ATTIA. Fretting fatigue of some nickel-based alloys in steam environment at 265 °C. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 231–246. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [67] M.H. ATTIA. On the standardization of fretting fatigue test method - modeling issues related to the thermal constriction phenomenon and prediction of contact temperature. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 31–48. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [68] T. HANSSON, M. KAMARAJ, Y. MUTOH Y B. PETTERSSON. High temperature fretting fatigue behavior in an XDTM γ -base TiAl. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 65–79. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [69] H. MURTHY, P.T. RAJEEV, M. OKANE Y T.N. FARRIS. Development of test methods for high temperature fretting of turbine materials subjected to engine-type loading. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 273–288. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).

- [70] J.F. MATLIK Y T.N. FARRIS. High-frequency fretting fatigue experiments. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 251–272. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [71] S. SÖDERBERG, U. BRYGGMAN Y T. MCCULLOUGH. Frequency effects in fretting wear. *Wear* **110**, 19–34 (1986).
- [72] M.P. SZOLWINSKI, J.F. MATLIK Y T.N. FARRIS. Effects of HCF loading on fretting fatigue crack nucleation. *International Journal of Fatigue* **21**(7), 671–677 (1999).
- [73] S.A. NAMJOSHI Y S. MALL. Fretting behavior of Ti-6Al-4V under combined high cycle and low cycle fatigue loading. *International Journal of Fatigue* **23**(SUPPL. 1), S455–S461 (2001).
- [74] S. NABOULSI Y S. MALL. Investigation of high cycle and low cycle fatigue interaction on fretting behavior. *International Journal of Mechanical Sciences* **44**(8), 1625–1645 (2002).
- [75] S. SHIRAI, K. KUMUTHINI, Y. MUTOH Y K. NAGATA. Fretting fatigue characteristics of titanium alloy Ti-6Al-4V in ultra high cycle regime. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 353–365. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [76] S.E. KINYON Y D.W. HOEPPNER. Spectrum load effects on the fretting behavior of Ti-6Al-4V. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 100–115. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [77] O. JIN, H. LEE Y S. MALL. Investigation into cumulative damage rules to predict fretting fatigue life of Ti-6Al-4V under two-level block loading

- condition. *Journal of engineering Materials and Technology* **125**(3), 315–323 (2003).
- [78] N. MAUCHE, M.H. MAITOURNAM Y K. DANG VAN. On a new method of evaluation of the inelastic state due to moving contacts. *Wear* **203-204**, 139–147 (1997).
- [79] S. FOUVRY, PH. KAPSA Y L. VINCENT. Multiaxial fatigue analysis of fretting contact taking into account the size effect. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 167–182. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [80] M. CIAVARELLA, D. DINI Y G.P. DEMELIO. A critical assessment of damage parameters for fretting fatigue. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 108–117. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [81] C.D. LYKINS, S. MALL Y V. JAIN. Evaluation of parameters for predicting fretting fatigue crack initiation. *International Journal of Fatigue* **22**(8), 703–716 (2000).
- [82] C.D. LYKINS, S. MALL Y V. JAIN. A shear stress-based parameter for fretting fatigue crack initiation. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **24**(7), 461–473 (2001).
- [83] D. NOWELL Y J.A. ARAÚJO. Application of multiaxial fatigue parameters to fretting contacts with high stress gradients. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 133–144. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [84] R.A. ANTONIOU. Mechanisms of fretting-fatigue of titanium alloys. *Materials Science and Engineering A: Structural Materials: Properties, Microstructure and Processing* **A237**(2), 229–240 (1997).

- [85] V. LAMACQ, M.C. DUBOURG Y L. VICENT. Theoretical model for the prediction of initial growth angles and sites of fretting fatigue cracks. *Tribology International* **30**(6), 391–400 (1997).
- [86] V. LAMACQ Y M.C. DUBOURG. Modelling of initial fatigue crack growth and crack branching under fretting conditions. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **22**(6), 535–542 (1999).
- [87] S. FOUVRY, K. ELLEUCH Y G. SIMEON. Prediction of crack nucleation under partial slip fretting conditions. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **37**(6), 549–564 (2002).
- [88] M. KUNO, R.B. WATERHOUSE, D. NOWELL Y D.A. HILLS. Initiation and growth of fretting fatigue cracks in the partial slip regime. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **12**(5), 387–398 (1989).
- [89] L.J. FELLOWS, D. NOWELL Y D.A. HILLS. Analysis of crack initiation and propagation in fretting fatigue: the effective initial flaw size methodology. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **20**(1), 61–70 (1997).
- [90] L.J. FELLOWS, D. NOWELL Y D.A. HILLS. On the initiation of fretting fatigue cracks. *Wear* **205**(1-2), 120–129 (1997).
- [91] Y.J. XIE Y D.A. HILLS. Crack initiation at contact surface. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics* **40**(3), 279–283 (2003).
- [92] A.L. HUTSON, C. NESLEN Y T. NICHOLAS. Characterization of fretting fatigue crack initiation processes in CR Ti-6Al-4V. *Tribology International* **36**(2), 133–143 (2003).
- [93] D.R. SWALLA Y R.W. NEU. Influence of coefficient of friction on fretting fatigue crack nucleation prediction. *Tribology International* **34**(7), 493–503 (2001).

- [94] J.M. WALLACE Y R.W. NEU. Fretting fatigue crack nucleation in Ti-6Al-4V. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **26**(3), 199–214 (2003).
- [95] C.D. LYKINS, S. MALL Y V.K. JAIN. Combined experimental-numerical investigation of fretting fatigue crack initiation. *International Journal of Fatigue* **23**(8), 703–711 (2001).
- [96] S.A. NAMJOSHI, V.K. JAIN, O. JIN Y S. MALL. Fretting fatigue crack initiation mechanism in Ti-6Al-4V. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **25**(10), 955–964 (2002).
- [97] S. FAANES Y U.S. FERNANDO. Life prediction in fretting fatigue using fracture mechanics. En T.C. LINDLEY R.B. WATERHOUSE, editor, “ESIS 18. Fretting Fatigue”, páginas 149–159. Mechanical Engineering Publications Limited, London (1994).
- [98] T. MAKINO, M. YAMAMOTO Y K. HIRAKAWA. Fracture mechanics approach to the fretting fatigue strength of axle assemblies. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 509–522. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [99] T. HATTORI, M. NAKAMURA Y T. WATANABE. New approach to the prediction of the fretting fatigue life that considers the shifting of the contact edge by wear. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 19–30. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [100] T. YOSHIMURA, T. MACHIDA Y T. HATTORI. Evaluating fatigue life of compressor dovetails by using stress singularity parameters at the contact edge. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Unders-

- tanding and Applications”, páginas 423–433. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [101] T. HATTORI, M. NAKAMURA Y T. WATANABE. Simulation of fretting-fatigue life by using stress-singularity parameters and fracture mechanics. *Tribology International* **36**(2), 87–97 (2003).
- [102] Y. MUTOH Y J.Q. XU. Fracture mechanics approach to fretting fatigue and problems to be solved. *Tribology International* **36**(2), 99–107 (2003).
- [103] B.P. CONNER, T.C. LINDLEY, T. NICHOLAS Y S. SURESH. Application of a fracture mechanics based life prediction method for contact fatigue. *International Journal of Fatigue* **26**(5), 511–520 (2004).
- [104] J.A. ARAÚJO Y D. NOWELL. Analysis of pad size effects in fretting fatigue using short crack arrest methodologies. *International Journal of Fatigue* **21**(9), 947–956 (1999).
- [105] J.A. ARAÚJO Y D. NOWELL. The effect of rapidly varying contact stress fields on fretting fatigue. *International Journal of Fatigue* **24**(7), 763–775 (2002).
- [106] M.P. SZOLWINSKI Y T.N. FARRIS. Mechanics of fretting fatigue crack formation. *Wear* **198**(1-2), 93–107 (1996).
- [107] M.P. SZOLWINSKI Y T.N. FARRIS. Observation, analysis and prediction of fretting fatigue in 2024-T351 aluminum alloy. *Wear* **221**(1), 24–36 (1998).
- [108] M.P. SZOLWINSKI, G. HARISH, P.A. McVEIGH Y T.N.FARRIS. Experimental study of fretting crack nucleation in aerospace alloys with emphasis on life prediction. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 267–281. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).

- [109] R.W. NEU, J.A. PAPE Y D.R. SWALLA. Methodologies for linking nucleation and propagation approaches for predicting life under fretting fatigue. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 369–388. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [110] C. NAVARRO, M. GARCÍA Y J. DOMÍNGUEZ. A procedure for estimating the total life in fretting fatigue. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **26**, 459–468 (2003).
- [111] C. NAVARRO Y J. DOMÍNGUEZ. Initiation criteria in fretting fatigue with spherical contact. *International Journal of Fatigue* **26**, 1253–1262 (2004).
- [112] C. NAVARRO, S. MUÑOZ Y J. DOMÍNGUEZ. Propagation in fretting fatigue from a surface defect. *Tribology international* **39**, 1149–1157 (2006).
- [113] C. NAVARRO, C. VALLELLANO Y J. DOMÍNGUEZ. Estimation of life in fretting fatigue with cylindrical contact. En “7th International Conference on Biaxial and Multiaxial Fatigue and Fracture”, Berlin (Junio 2004).
- [114] O. VINGSBO Y S. SODERBERG. On fretting maps. *Wear* **126**, 131–147 (1988).
- [115] L. VINCENT, Y BERTHIER Y M. GODET. Testing methods in fretting fatigue: a critical appraisal. En “ASTM STP 1159. Standardization of Fretting Fatigue: Test Methods and Equipment”, páginas 33–48. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (1992).
- [116] S. FOUVRY, PH. KAPSA, F. SIDOROFF Y L. VINCENT. Identification of the characteristic length scale for fatigue cracking in fretting contacts. *Journal de physique* **IV**, 159–166 (1998).
- [117] T.N. FARRIS, M.P. SZOLWINSKI Y G. HARISH. Fretting in aerospace structures and materials. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Tech-

- nology and Practices”, páginas 523–537. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [118] D.R. SWALLA Y R.W. NEU. Characterization of fretting fatigue process volume using finite element analysis. En “ASTM STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 89–107. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [119] S.A. NAMJOSHI, S. MALL, V.K. JAIN Y O. JIN. Effects of process variables on fretting fatigue crack initiation in Ti-6Al-4V. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **37**(6), 535–547 (2002).
- [120] S. MALL Y S. NABOULSI. Fretting fatigue crack initiation behavior using process volume approach and finite element analysis. *Tribology International* **36**(2), 121–131 (2003).
- [121] H.C. MENG Y K.C. LUDEMA. Wear models and predictive equations: their form and content. *Wear* **181/183**, 443–457 (1995).
- [122] J.F. ARCHARD. Contact and rubbing of flat surfaces. *Journal of Applied Physics* **24**, 981–988 (1953).
- [123] S. FOUVRY, P. KAPSA Y L. VINCENT. Quantification of fretting damage. *Wear* **200**, 186–205 (1996).
- [124] S. FOUVRY, P. KAPSA Y L. VINCENT. An elastic-plastic shakedown analysis of fretting wear. *Wear* **247**, 41–54 (2001).
- [125] S. FOUVRY, P. KAPSA Y L. VINCENT. An energy description of hard coating wear mechanisms. *Surface and Coatings Technology* **138**(2-3), 141–148 (2001).
- [126] Z.R. ZHOU, E. SAUGER, J.J. LIU Y L. VINCENT. Nucleation and early growth of tribologically transformed structure (TTS) induced by fretting. *Wear* **212**(1), 50–58 (1997).

- [127] E. SAUGER, L. PONSONNET, J.M. MARTIN Y L. VINCENT. Study of the tribologically transformed structure created during fretting tests. *Tribology International* **33**(11), 743–750 (2000).
- [128] E. SAUGER, S. FOUVRY, L. PONSONNET, PH. KAPSA, J.M. MARTIN Y L. VINCENT. Tribologically transformed structure in fretting. *Wear* **245**(1), 39–52 (2000).
- [129] H. HERTZ. Über die Berührung fester elastischer Körper. *Jnl. reine und angewandte Mathematik* **92**, 156–171 (1882).
- [130] S. FUCHS. Hauptspannungstrajektorie bei der Berührung einer Kugel mit einer Platte. *Physikalische Zeitschrift* **14**, 1282 (1913).
- [131] C. CATTANEO. Sul contatto di due corpi elastici: distribuzione locale degli sforzi. *Reconditi dell'Accademia nazionale dei Lincei* **27**, 342–248, 434–436, 474–478 (1938).
- [132] R.D. MINDLIN. Compliance of elastic bodies in contact. *Journal of Applied Mechanics* **16**, 259–268 (1949).
- [133] K.L. JOHNSON. Surface interaction between elastically loaded bodies under tangential forces. En “Proceedings Royal Society”, tomo 230 de “Series A”, páginas 531–548 (1955).
- [134] H. PORITSKY. Stresses and deflections of cylindrical bodies in contact with application to contact of gears and of locomotive wheels. *Journal of Applied Mechanics* **17**, 191–201 (1950).
- [135] J.O. SMITH Y C.K. LIU. Stresses due to tangential and normal loads on an elastic solid with application to some contact stress problems. *Journal of Applied Mechanics* **20**, 157 (1953).
- [136] G.M. HAMILTON Y L.E. GOODMAN. The stress field created by a circular sliding contact. *Journal of Applied Mechanics* **33**, 371–376 (1966).

- [137] G.M. HAMILTON. Explicit equations for the stresses beneath a sliding spherical contact. *Proceedings Institution Mechanical Engineers* **197C**, 53–59 (1983).
- [138] A. SACKFIELD Y D. HILLS. A note on the Hertz contact problem: a correlation of standard formulae. *Journal of Strain Analysis* **18**, 195–197 (1983).
- [139] R.D. MINDLIN Y H. DERESIEWICZ. Elastic spheres in contact under varying oblique forces. *Journal of Applied Mechanics* **20**, 327–344 (1953).
- [140] B. DOESER. “The study of fretting fatigue using finite element analysis and electron microscopy”. Tesis Doctoral, Nottingham University (1981).
- [141] M. TUR, J. FUENMAYOR, J.J. RODENAS Y E. GINER. 3D analysis of the influence of specimen dimensions on fretting stresses. *Finite Elements in Analysis and Design* **39**(10), 933–949 (2003).
- [142] M. TUR, J. FUENMAYOR Y J.J. RODENAS. Influence of bulk stress on contact conditions and stresses during fretting fatigue. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **37**(6), 479–492 (2002).
- [143] S. NABOULSI Y T. NICHOLAS. Limitations of the Coulomb friction assumption in fretting fatigue analysis. *International Journal of Solids and Structures* **40**(23), 6497–6512 (2003).
- [144] L.J. FELLOWS, D. NOWELL Y D.A. HILLS. Contact stresses in a moderately thin strip (with particular reference to fretting experiments). *Wear* **185**(1-2), 235–238 (1995).
- [145] H. MURTHY, G. HARISH Y T.N. FARRIS. Efficient modeling of fretting of blade/disk contacts including load history effects. *Journal of Tribology* **126**(1), 56–64 (2004).

- [146] A. SACKFIELD, C.E. TRUMAN Y D.A. HILLS. The tilted punch under normal and shear load (with application to fretting tests). *International Journal of Mechanical Sciences* **43**(8), 1881–1892 (2001).
- [147] C. NAVARRO, A. MUGADU, D.A. HILLS Y J. DOMÍNGUEZ. The influence of underlying tension on partial slip in complete and nearly complete contacts. *International Journal of Mechanical Sciences* **45**, 757–773 (2003).
- [148] M. CIAVARELLA, D.A. HILLS Y G. MONNO. The influence of rounded edges on indentation by a flat punch. *Journal of Mechanical Engineering Science* **212**, 319–328 (1998).
- [149] M. CIAVARELLA, D.A. HILLS Y G. MONNO. Contact problems for a wedge with rounded apex. *International Journal of Mechanical Sciences* **40**(10), 977–988 (1998).
- [150] M. CIAVARELLA. Indentation by nominally flat or conical indenters with rounded corners. *International Journal of Solids and Structures* **36**(27), 4149–4181 (1999).
- [151] G.U. SOSA, D.A. HILLS Y A. SACKFIELD. Shrink-fit peg subject to bending and shearing forces. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **34**(1), 23–29 (1999).
- [152] D. NOWELL Y D.A. HILLS. Mechanics of fretting fatigue tests. *International Journal of Mechanical Sciences* **29**(5), 355–365 (1987).
- [153] D. NOWELL. “An analysis of fretting fatigue”. Tesis Doctoral, Oxford University (1988).
- [154] D.A. HILLS Y G. URRIOLAGOITIA-SOSA. Brief note: some observations on the parametric relationships in hertzian fretting fatigue tests. *Journal of Strain Analysis* **35**(5), 441–443 (2000).

- [155] D. NOWELL. Advances in the understanding of fretting fatigue with reference to gas turbine engines. En F. PARIS J. MORTON, editor, “Progress in Structural Mechanics”, páginas 61–72, University of Seville (2000).
- [156] S.B. LEEN, T.H. HYDE, C.H.H. RATSIMBA, E.J. WILLIAMS Y I.R. MCCOLL. An investigation of the fatigue and fretting performance of a representative aero-engine spline coupling. *Journal of Strain Analysis* **37**, 565–583 (2002).
- [157] C. RUIZ, Z.P. WANG Y P.H. WEBB. Techniques for the characterization of fretting fatigue damage. En “ASTM STP 1159. Standardization of Fretting Fatigue Test Methods and Equipment”, páginas 170–177. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1992).
- [158] A. CARDOU, L. CLOUTIER, M. ST-LOUIS Y A. LEBLOND. ACSR electrical conductor fretting fatigue at spacer clamp. En “ASTM STP 1159. Standardization of Fretting Fatigue Test Methods and Equipment”, páginas 231–242. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1992).
- [159] J. DOMÍNGUEZ. Análisis y mejora de la resistencia a fretting fatiga en los tubos depósitos de los amortiguadores para el Toyota 202-776-TR. DELPHI S.A. (1998).
- [160] J. DOMÍNGUEZ. Análisis experimental de la resistencia a fatiga de amortiguadores tipo McPherson. DELPHI S.A. (2001).
- [161] L. VINCENT, Y. BERTHIER, M.C. DUBORG Y M. GODET. Mechanics and materials in fretting. *Wear* **153**, 135–148 (1992).
- [162] D.W. HOEPPNER Y G.L. GOSS. A fretting fatigue damage threshold concept. *Wear* **27**, 61–70 (1974).
- [163] D. NOWELL Y D.A. HILLS. Mechanics of fretting fatigue tests. *International Journal of Mechanical Sciences* **29**(5), 355–365 (1987).

- [164] M.P. SZOLWINSKI. Mechanics of fretting fatigue crack initiation. Proyecto Fin de Carrera, Purdue University, W. Lafayette, IN (1995).
- [165] B.U. WITTKOWSKY, P.R. BIRCH, J. DOMÍNGUEZ Y S. SURESH. An apparatus for quantitative fretting-fatigue testing. *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures* **22**, 307–320 (1999).
- [166] L.H. FAVROW, D. WERNER, D.D. PEARSO, M.J. LUTIAN, B.S. ANNIGERI Y D.L. ANTON. Fretting fatigue testing methodology incorporating independent slip and fatigue stress control. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, páginas 391–403. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [167] A.J. FENNER Y J.E. FIELD. A study of the onset of fatigue damage due to fretting. *Proc. N E Coast Institute of Engineers and Shipbuilders* **76**, 183 (1960).
- [168] K.J. NIX Y T.C. LINDLEY. The application of fracture mechanics to fretting fatigue. *Fatigue and Fracture Engineering Materials and Structures* **8**, 143–160 (1985).
- [169] W.D. MILESTONE. Fretting and fretting fatigue in metal to metal contacts. En “Proc. AIAA Structural dynamics and materials conf.”, página 86, Denver, Colorado (1970).
- [170] S.K. LEE, K. NAKAZAWA, M. SUMITA Y N. MARAYUMA. Effects of contact load and contact curvature radius of cylinder pad on fretting fatigue in high strength steel. En “ASTM STP 1367: Fretting fatigue: current technology and practices”, páginas 199–212. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (2000).
- [171] T. HATTORI, M. NAKAMURA Y T. ISHIZUKA. Fretting fatigue analysis of strength improvement models with grooving or knurling on a contact surface.

- En “ASTM STP 1159: Standardization of fretting fatigue test methods and equipment”, páginas 101–114. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1992).
- [172] K. IYER, G.T. HAHN, P.C. BASTIAS Y C.A. RUBIN. Analysis of fretting conditions in pinned connections. *Wear* **181-183**, 524–530 (1995).
- [173] S. FOUVRY, V. FRIDICI, C. LANGLADE, P. KAPSA Y L. VINCENT. Palliatives in fretting: a dynamical approach. *Tribology international* **39**, 1005–1015 (2006).
- [174] M. KALIN, J. VIINTIN, S. NOVAK Y G. DRAI. Effect of fretting conditions on the wear of silicon nitride against bearing steel. *Materials Science and Engineering A* **220**(1-2), 191–199 (1996).
- [175] M. KALIN, J. VIINTIN, S. NOVAK Y G. DRAI. Wear mechanisms in oil-lubricated and dry fretting of silicon nitride against bearing steel contacts. *Wear* **210**(1), 27–38 (1997).
- [176] M. SHIMA, H. SUETAKE, I.R. MCCOLL, R.B. WATERHOUSE Y M. TAKEUCHI. On the behaviour of an oil lubricated fretting contact. *Wear* **210**(1), 304–310 (1997).
- [177] Z.R. ZHOU Y L. VINCENT. Lubrication in fretting - a review. *Wear* **225**(2), 962–967 (1999).
- [178] D. PHILIPPON Y S. FOUVRY. A quantitative description of lubricated fretting contacts. Enviado a *Tribology International* (2006).
- [179] Z.R. ZHOU, Q.Y. LIU, M.H. ZHU, L. TANJALA, PH. KAPSA Y L. VINCENT. Investigation of fretting behaviour of several metallic materials under grease lubrication. *Tribology International* **33**(2), 69–74 (2000).

- [180] V. FRIDRICI, S. FOUVRY, P. KAPSA Y P. PERRUCHAUT. Impact of contact size and geometry on the lifetime of a solid lubricant. *Wear* **255**(7-12), 875–882 (2003).
- [181] V. FRIDICI. “Fretting d’un alliage de titane revetu et lubrifié: application au contact aube/disque”. Tesis Doctoral, Ecole centrale de Lyon (2002).
- [182] S. FOUVRY, T. LISKIEWICZ, PH. KAPSA, S. HANNEL Y E. SAUGER. An energy description of wear mechanisms and its applications to oscillating sliding contacts. *Wear* **255**(1-6), 287–298 (2003).
- [183] C. LANGLADE, B. VANNES, M. TAILLANDIER Y M. PIERANTONI. Fretting behavior of low-friction coatings: contribution to industrial selection. *Tribology International* **34**(1), 49–56 (2001).
- [184] V. FRIDICI, S. FOUVRY Y PH. KAPSA. Fretting wear behavior of a cunini plasma coating. *Surface and Coatings Technology* **163-164**, 429–434 (2003).
- [185] V. FRIDRICI, S. FOUVRY Y PH. KAPSA. Effect of shot peening on the fretting wear of Ti-6Al-4V. *Wear* **250-251**, 642–649 (2001).
- [186] S. SHKARAYEV Y S. MALL. Computational modelling of shot-peening effects on crack propagation under fretting fatigue. *Journal of Strain Analysis for Engineering Design* **38**(6), 495–506 (2003).
- [187] H. LEE, O. JIN Y S. MALL. Fretting fatigue behaviour of shot-peened Ti-6Al-4V at room and elevated temperatures. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **26**(9), 767–778 (2003).
- [188] H. LEE Y S. MALL. Stress relaxation behavior of shot-peened Ti-6Al-4V under fretting fatigue at elevated temperature. *Materials Science and Engineering A* **366**(2), 412–420 (2004).

- [189] L. KREITNER. The effect of false brinelling and fretting fatigue on the fatigue life of assembled machine components. En “Forschungshefts Forschungskuratorium Maschinenbau e.V”, tomo 56. RAE Trans (1979).
- [190] M. OKANE, K. SHIOZAWA Y T. ISHIKURA. Fretting fatigue behavior of tin-coated steel. En “ASTM STP 1367. Fretting Fatigue: Current Technology and Practices”, página 465476. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2000).
- [191] N.E. DOWLING Y S. THANGJITHAM. An overview and discussion of basic methodology for fatigue. *Fatigue and Fracture Mechanics* **31**, 3–36 (2000).
- [192] J. SCHIJVE. Fatigue of structures and materials in the 20th century and the state of the art. *International Journal of Fatigue* **25**, 679–702 (2003).
- [193] K.J. MILLER Y K.P. ZACHARIAH. Cummulative damage laws for fatigue crack initiation and stage i propagation. *Journal of strain analysis* **12**(4) (1977).
- [194] H. NEUBER. Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain laws. *Journal of Applied Mechanics* **28**, 544 (1961).
- [195] F. SOCIE D. Fatigue life estimates for bluntly notched members. *Journal of engineering material and technology* **102**, 153–158 (1980).
- [196] S. SCHIJVE J. Four lectures on fatigue crack growth. *Engineering fracture mechanic* **11**, 167–221 (1979).
- [197] N.E. DOWLING. Notched member fatigue life predictions combining crack initiation and propagation. *Fatigue of Engineering Materials and Structures* **2**, 129–138 (1979).

- [198] D.F. SOCIE, J. MORROW Y W.C. CHEN. A procedure for estimating the total fatigue life of notched and cracked members. *Engineering Fracture Mechanics* **11**, 851–859 (1979).
- [199] A.E. GIANNAKOPOULOS Y S. SURESH. A three-dimensional analysis of fretting fatigue. *Acta Materialia* **46**, 177–192 (1998).
- [200] R.J. GREEN Y U.S. FERNANDO. Prediction of fretting fatigue lives for flat on flat contacts using numerically derived sub-surface stresses. En “7th International Conference on Biaxial and Multiaxial Fatigue and Fracture”, Berlin (Junio 2004).
- [201] R. C. VIVACQUA, A.T.S. BERNARDO, E.N. MAMIYA Y J.A. ARAÚJO. Fretting fatigue: the use of HCF multiaxial models. En “7th International Conference on Biaxial and Multiaxial Fatigue and Fracture”, Berlin (Junio 2004).
- [202] D.L. MCDIARMID. A shear stress based critical-plane criterion of multiaxial fatigue failure for design and life prediction. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **17**, 1475–1484 (1994).
- [203] A. FATEMI Y D. SOCIE. A critical plane approach to multiaxial fatigue damage including out-of-phase loading. *Fatigue and Fracture of Engineering Materials and Structures* **11**, 145–165 (1988).
- [204] R.N. SMITH, P. WATSON Y T.H. TOPPER. A stress strain function for the fatigue of metals. *J. of Materials JMLSA* **5**, 767–778 (1970).
- [205] B. CROSSLAND. Effect of large hydrostatic pressures on the torsional fatigue strength of an alloy steel. En “Proceedings International Conference on Fatigue of Metals”, páginas 138–149. Institution of Mechanical Engineers, London (1956).

- [206] A.E. GIANNAKOPOULOS, T.C. LINDLEY Y S. SURESH. Aspects of equivalence between contact mechanics and fracture mechanics: theoretical connections and a life prediction methodology for fretting-fatigue. *Acta Materialia* **46**, 2955–2967 (1998).
- [207] H.J. BUECKNER. Weight functions and stress-intensity factors. En G.C. SIH, editor, “Methods of analysis and solutions of crack problems”, páginas 306–307. Leyden: Noordhoff International Publishing (1973).
- [208] G.R. IRWIN. Crack-extension force for a part-through crack in a plate. *Applied Mechanics* **29**, 651–654 (1962).
- [209] D.F. SOCIE. Critical plane approaches for multiaxial fatigue damage assessment. En “ASTM STP 1191. Advances in Multiaxial Fatigue”, páginas 7–36. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1993).
- [210] C.D. LYKINS, S. MALL Y V.K. JAIN. Combined experimental-numerical investigation of fretting fatigue crack initiation. *International Journal of Fatigue* **23**(8), 703–711 (2001).
- [211] C. NAVARRO. “Iniciación y crecimiento de grietas en fatiga por fretting”. Tesis Doctoral, Universidad de Sevilla (2005).
- [212] D.F. SOCIE, J. MORROW Y W.C. CHEN. A procedure for estimating the total fatigue life of notched and cracked members. *Engineering Fracture Mechanics* **11**, 851–859 (1979).
- [213] W.C. CHEN. “A model for joining the fatigue crack initiation and propagation analyses”. Tesis Doctoral, University of Illinois at Urbana-Champaign (1979).
- [214] R.C. McCLUNG, W.L. FRANCIS Y S.J. HUDAK. A new approach to fatigue life prediction based on nucleation and growth. Enviado para publicar (2006).

- [215] S. MUÑOZ, C. NAVARRO Y J. DOMÍNGUEZ. Influencia del coeficiente de rozamiento en fretting. *Anales de Mecánica de la Fractura* **21**, 197–202 (2004).
- [216] T.C. LINDLEY Y K.J. NIX. Fretting fatigue in power generation industry. En “ASTM STP 1159: Standardization of fretting fatigue test methods and equipment”, páginas 153–169. American Society for Testing and Materials, Philadelphia (1992).
- [217] ASTM STANDARD E8M-04. Standard test methods for tension testing of metallic materials (2004).
- [218] ASTM STANDARD E466-96. Standard practice for conducting force controlled constant amplitude axial fatigue tests of metallic materials (2002).
- [219] ASTM STANDARD E468-90. Standard practice for presentation of constant amplitude fatigue test results for metallic materials (2004).
- [220] ASTM STANDARD E647-05. Standard test method for measurement of fatigue crack growth rates (2005).
- [221] ASTM STANDARD E837-01. Standard test method for determining residual stresses by the hole-drilling strain-gage method (2001).
- [222] G.S. SCHAJER. Measurement of non-uniform residual stresses using the hole drilling method. *Journal of Engineering Materials and Technology* **110**(4), 338–349 (1988).
- [223] ASTM STANDARD E112-96. Standard test methods for determining average grain size (2004).
- [224] D. GONZÁLEZ, M. BRIZUELA, G. ATXAGA, A.M. IRISARRI Y B. ZAMORANO. 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**, 335–340 (2005).

- [225] ASTM STANDARD G99-05. Standard test methods for wear testing with a pin-on-disk apparatus (2005).
- [226] ASTM STANDARD E92-82. Standard test methods for vickers hardness of metallic materials (2003).
- [227] W.C. OLIVER Y G.M. PHARR. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments. *Journal of Materials Research* **7**, 1564–1583 (1992).
- [228] S.J. SCHNEIDER, editor. “Engineered Materials Handbook”, tomo 4, Ceramics and Glasses. ASM International (1991).
- [229] J.A. GREENWOOD. The area of contact between rough surfaces and flats. *Journal of lubrication technology* **89**, 81 (1967).
- [230] H. PROUDHON, S. FOUVRY Y J.Y. BUFFIERE. A fretting crack initiation prediction taking into account the surface roughness and the crack nucleation process volume. *International Journal of Fatigue* **27**(5), 569–579 (2005).
- [231] D. NOWELL Y D.A. HILLS. Crack initiation criteria in fretting fatigue. *Wear* **136**(2), 329–343 (1990).
- [232] JR J.C. NEWMAN, X.R. WU, S.L. VENNERI Y C.G. LI. “Small crack effects in high strength aluminium alloys”. NASA RP-1309 (1994).
- [233] JR J.C. NEWMAN. Analyses of fatigue and fatigue crack growth under constant and variable amplitude loading. *Anales de Mecánica de la Fractura* **16**, 24–35 (1999).
- [234] K. SHIOZAWA. Effect of fatigue strenght on anodized aluminium alloy. *Journal of the japanese anodizing association* **3-324**, 3–10 (1999).
- [235] T. NISHIDA, J. MIZUTANI, Y. MUTOH Y M. MAEJIMA. Effect of lubricating anodic film on fretting fatigue strenght of aluminium alloy. En “ASTM

- STP 1425. Fretting Fatigue: Advances in the Basic Understanding and Applications”, páginas 369–384. American Society for Testing and Materials, West Conshohocken, PA (2003).
- [236] P.K. GUPTA Y J.A. WALOWIT. Contact stress between an elastic cylinder and a layered elastic solid. *Journal of Lubrication Technology* **94**, 250–257 (1974).
- [237] R.B. KING Y T.C. OSULLIVAN. Sliding contact stresses in a two dimensional layered elastic half-space. *International Journal of Solids and Structures* **23**, 581–597 (1987).
- [238] J.M. LEROY, A. FLOQUET Y B. VILLECHAISE. Thermomechanical behavior of multilayered media: theory. *Journal of tribology* **111**, 538–544 (1989).
- [239] J.M. LEROY, A. FLOQUET Y B. VILLECHAISE. Thermomechanical behavior of multilayered media: results. *Journal of tribology* **112**, 317–324 (1990).
- [240] H. GAO, C. CHIU Y J. LEE. Elastic contact versus indentation modeling of multi-layered materials. *International Journal of Solids and Structures* **29**, 2471–2492 (1992).
- [241] J.F. CARTON, A.B. VANNES Y L. VINCENT. Basis of a coating choice methodology in fretting. *Wear* **185**, 47–57 (1995).
- [242] S.A.G. OLIVEIRA Y A.F. BOWER. An analysis of fracture and delamination in thin coatings subjected to contact loading. *Wear* **198**, 15–32 (1996).
- [243] J. DUNDURS. Discussion of a paper by d.b. bogy. *Journal of Applied Mechanics* **36**, 650–652 (1969).
- [244] R.G. FORMAN, V. SHIVAKUMAR Y J.C. NEWMAN. “Fatigue crack growth computer program NASA/FLAGRO”. JSC-22267, NASA (1986).